F 7414 F 7414. (text.)

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 5 (19) Fasc. 1—2

IANUARIE—DECEMBRIE 1960

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 5 (19) Fasc. 1—2

IANUARIE — DECEMBRIE 1960

F
7414
1972
1989
P 805
BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁR 184

COMITETUL DE REDACŢIE
Academician CORNEL MICLOŞI, prof. CORIOLAN DRĂGULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. AUREL BĂRGLĂZAN, membru corespondent al Academiei R.P.R.. prof. Dr. IOAN CUREA, prof. Dr. IOAN NANU, prof. CONSTANTIN N. AVRAM, prof. VICTOR GHEORGHIU, conf. MARIN RĂDOI, conf TOMA DORDEA
Redactor responsabil: prof. GHEORGHE SILAŞ

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în Buletin vor fi adresate tovarăşului profesor GH. SILAŞ „Institutul Politehnic Timişoara", Republica Populară Romînă, cu menţiunea „Pentru Buletin".

Tous les manuscrits destinés à paraître dans le „Buletin" seront adressés a M. le Prof. GH. SILAŞ, Institut Polytechnique de Timişoara, République Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Bulletin".

Все рукописи присылаемые для опубликования в „Бюллетене" адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румыньс ан Народная Республика, с примечением „для Бюллетеня".

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIŞOARA

Seria II, Tomul 5 (19) fasc. 1—2 ianuarie—decembrie 1960

SUMAR

Pag.

M. RADOI, rector al Institutului politehnic Timişoara — 40 de ani de la înfiinţarea Şcoalei Politehnice din Timişoara 15

A. BARGLAZAN membru corespondent al Academiei R.P.R., I. PREDA, M. POPOVICI — Cercetări experimentale în apă asupra a trei tuburi de aspiraţie 21

I. PREDA — O nouă metodă de construire a paletei de turbină Pelton 27

ST. ROSINGER, C. SZATMARY, A. DREUCEANU, FR. KOVACS — Dispozitiv pentru alimentarea automată cu vase de zinc a maşinii de ansamblat celule pentru baterii uscate la întreprinderea „Electrobanat", Timişoara 33

A. DREUCEANU, FR. KOVACS, ST. ROSINGER — Automatizarea introducerii păpuşilor în vasele de zinc la maşina de ansamblat celule de la întreprinderea „Electrobanat", Timişoara . . . 41

V. GHEORGHIU, GH. STOICA — Utilizarea unui ajutaj clopot la măsurarea debitului 47

O. CENTEA — Asupra modulatoarelor de curent electromecanice pentru sudare 55

M. POPOVICI, V. LAVRINENCO — Contribuţii la construcţia unor microsonde 61

N. BOBOESCU — Contribuţii la schimbul de căldură şi masa în sisteme eterogene 65

L. BOLEANŢU — Influenţa sarcinii oscilante asupra momentului de torsiune în arborele translaţiei unui pod rulant 77

M. BANARESCU, TR. RAICA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU — Contribuţii la studiul motorului I.M.B. Randamentul volumetric 83

V. BARBU — Unele probleme ale calculului încălzirii aparatelor termotehnice de laborator cu alimentare directă de la reţea . . 89

V. BERINDEAN — Studiul influenţei temperaturii amestecului asupra cifrei octanice 99

I. HAIDU, L. KOVACS — Încercări asupra tablelor de cazan de locomotivă 105

Pag.

O. EM. GHEORGHIU — O generalizare matricială a ecuației lui Poisson 115
O. EM. GHEORGHIU, B. CRSTICI — Asupra unor funcții armonice 119
A. GEIER — Despre soluțiile analitice ale unor ecuații funcționale . 123
C. ȘORA — Despre nereciprocitatea generatorului Hall 129
PL. ANDRONESCU — Matricea a, a unui circuit cuadripolar în funcție de matricea diagonală d_a 133
D. FRĂNKEL — Măsurarea puterii de nesimetrie și a componentei inverse a curentului cu wattmetre 139
V. GHIOREANU, GH. ATANASIU — Metode de calcul pentru transformatorul de cuplaj folosit la simetrizarea convertizorului trimono-fazat 143
I. HEINRICH — Realizarea unui redresor mecanic cu role . . . 149
T. DORDEA, I. SUCIU, GH. ATANASIU — Utilizarea efectului pelicular la construirea unei rezistențe variabile cu frecvențe . . 157
AL. ROGOJAN — Contribuțiuni la studiul și calculul amplificatoarelor diferențiale de curent continuu 165
AL. ROGOJAN, E. POP — Calculul stabilizatoarelor de tensiune cu amplificatoare magnetice 171
P. LAMOTH, C. DE SABATA — Fluxul de inducție magnetică al unui dipol printr-o bobină toroidală 185
O. EM. GHEORGHIU — Despre un sistem de ecuații funcționale care generalizează ecuația funcțională a lui J. Aczel 193
O. CENTEA, I. NOVAC — Metoda de simetrizare completă, independent de sarcină a convertizorului tri-mono-fazat 195
A. NANU — Studiu teoretic și experimental asupra sistemelor de volocnit 201
M. PĂUNESCU — Probleme actuale privind introducerea în pământ a piloților și palplanșelor folosind metoda vibrațiilor 213
C. AVRAM, I. PESCARU — Stîlpi pentru linii aeriene din beton precomprimat 219
D. MATEESCU, D. ROȘU — Măsura rezistenței la oboseală în cazul solicitărilor variabile biaxiale 229
D. MATEESCU, D. ROȘU — Înălțimea optimă a grinzilor sudate cu inima plină simplu rezemate 235
GH. SILAȘ, I. GROȘANU — Pendul de lungime variabilă într-un mediu rezistent 249
GH. SILAȘ, I. GROȘANU, L. BRINDEU — Ecuații cu operatori liniari 255
M. RĂDOI, I. GROȘANU — Asupra mișcării particulei pe o curbă plană 259
P. NICOLAU, GH. POPA, TR. NICOARĂ — Contribuții la studiul mișcării apei prin orificii circulare 263
C. AVRAM, C. STOIAN, A. NEGRU — Determinarea rezistențelor mecanice ale betonului pe probe cilindrice 269
V. IZDRĂILĂ, A. GIDEA — Cîteva concluzii privind capacitatea portantă a terenului în cazul supraetajărilor 277
I. MUNTEANU — Unele rezultate în cercetarea statistică a coeficientului de omogenitate al betonului 285
GH. SILAȘ, M. RĂDOI, I. GROȘANU, L. BRINDEU — Asupra integrării ecuațiilor mișcării punctului material 293
P. NICOLAU — Mișcarea vibratorie a vînelor de apă în aer liber și în canale cu fața liberă 299
P. NICOLAU, M. BILA, TR. NICOARĂ, GH. POPA — Contribuții experimentale la studiul diversorilor cu pereți subțiri fără contracție laterală (cu lama diversantă liberă) 329
C. DRĂGULESCU, R. POMOJE — Asupra reacției de deplasare a inelului de $H_2N—NH_3$ cu baze tari 335

Pag.

L. SAUCIUC — Dehidrogenarea alcoolului izopropil în prezența contactelor mixte de cupru 341

E. LAȚIU, L. CICOARE — Incercări asupra cuarțitului de Tomești, raion Făget 345

V. COCHECI, I. HORESCU, I. PIRVU, R. TAUBERT — Contribuțiuni la cunoașterea caracteristicilor fizico-chimice a principalelor rîuri din regiunea Timișoara 349

V. COCHECI, R. TAUBERT — Studiul obținerii unor schimbători de ioni din cărbunii bruni din Banat 357

E. KIMMEL, R. GROPȘEANU — Analiza rapidă a amestecurilor apă-metanol-ftalat-dimetilic și apă-*n*-butenol-ftalat-di-*n*-butilic, cu ajutorul diagramelor de solubilitate 363

FR. MIHAI, B. ROCH — Comportarea termică a dilituraților de rubidiu, bariu și magneziu 369

R. ABRAMOVICI, I. BREAZU — Contribuții la obținerea refractarelor de șamotă printr-o singură ardere 375

I .DRAGOI, O. GOGU — Determinarea directă a CaO din cimenturi . 381

M. BORNEAS, I. BABUȚIA — Noi contribuții la studiul tensiunii superficiale a lichidelor în rotație 383

D. BECHERESCU, GR. POP — Contribuții la studiul descompunerii termice în stare fluidizată a carbonatului de calciu 387

GH. FACSKO, I. RADOI — Dozări electrogravimetrice cu diafragmă 391

R. ABRAMOVICI — Micșorarea deformației la ardere a unor porțelanuri din sistemul $CaO—Al_2O_2—SiO_2$ 395

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMIŞOARA

2 Sèrie, Tom 5 (19), Fascicole 1—2 Janvier—Décembre 1960

SOMMAIRE

Page

M. RADOI, recteur de l'Institut Polytechnique de Timişoara — 40 ans de la fondation de l'École Politechnique de Timişoara . . . 15

A. BÂRGLĂZAN membre correspondent de l'Académie de la R.P.R., I. PREDA, M. POPOVICI — Recherches expérimentales sur trois types de tuyaux d'aspiration fonctionnant en eau 21

I. PREDA — Une nouvelle construction de l'aube Pelton . . . 27

ST. ROSINGER, C. SZATMARY, A. DREUCEANU, FR. KOVACS — Dispositif pour l'alimentation automatisé avec des vaisseaux de zinc de la machine pour assembler les cellules pour les batteries seches à l'entreprise „Electrobanat" Timişoara 33

A. DREUCEANU, FR. KOVACS, ST. ROSINGER — L'automatisation de la machine pour assembler les cellules en ce qui concerne l'introduction des poupées dans les vases de zinc à l'entreprise „Electrobanat" Timişoara 41

V. GHEORGHIU, GH. STOICA — L'utilisation d'un ajoutage profilé pour mesurer le débit 47

O. CENTEA — Sur les modulateurs de courant électromécaniques pour soudage 55

M. POPOVICI, V. LAVRINENCO — Contributions à la construction de certaines microsondes 61

N. BOBOIESCU — Contributions à l'échange de chaleur et masse en système hétérogène 65

L. BOLEANŢU — L'influence de la charge oscillante sur le moment de torsion dans l'arbre de translation d'un pont roulant . . 77

M. BANARESCU, TR. RAICA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU — Le rendement volumétrique du moteur IMB-35 83

V. BARBU — Quelques problèmes concernant le calcul du chauffage des appareils thermotechniques de laboratoire à alimentation directe du réseau 89

V. BERINDEAN — L'étude de l'influence de la température sur l'indice octanique 99

Page

I. HAIDU, L. KOVACS — Essais sur les tôles de chaudière de locomotive 105
O. EM. GHEORGHIU — Une généralisation matricielle de l'équation de Poisson 115
O. EM. GHEORGHIU, B. CRSTICI — Sur certaines fonctions harmoniques 119
A. GEYER — Sur les solutions analytiques de certaines équations fonctionnelles 123
C. ŞORA — Sur la non-réciprocité du générateur Hall 129
PL. ANDRONESCU — La matrice a d'un circuit quadripolaire en fonction de la matrice diagonale d_a 133
D. FRÄNKEL — La mesure de la puissance de nonsymétrié et de la composante inverse du courant avec wattmètres 139
V. CHIOREANU, GH. ATANASIU — Méthode de calcul concernant le transformateur de couplage utilisé à la symétrisations du convertisseur tri-monophasé 143
I. HEINRICH — Die Herstellung eines mechanischen Rollengleichrichters 149
T. DORDEA, I. SUCIU, GH. ATANASIU — L'utilisation de l'effet pelliculaire à la construction d'une resistance variable à fréquence 157
AL. ROGOJAN — Contributions à l'étude et au calcul des amplificateurs différentiels à courant continu 165
AL. ROGOJAN — Contributions à l'étude et au calcul des amplificateurs magnétiques 171
P. LAMOTH, C. DE SABATA — Der magnetische Induktionsfluss eines Dipols in einer Toroidalspule 185
O. EM. GHEORGIU — Sur un système d'équations fonctionnelles qui généralise l'équation fonctionelle de J. Aczel 193
O. CENTEA, I. NOVAC — Méthode de symétrisation complète, indépendamment de la charge du convertisseur tri-monophasé . . 195
A. NANU — Étude théorique et expérimentale des systèmes de volocnite 201
M. PAUNESCU — Problèmes actuels concernant l'introduction des pilotes et des palplanches dans le sol par la méthode de vibrations 213
C. AVRAM, I. PESCARU — Supports pour lignes aériennes en béton précontraint 219
D. MATEESCU, D. ROŞU — Mesure de la résistance de fatigue lors des sollicitations variables biaxiales 222
D. MATEESCU, D. ROŞU — La hauteur optime des poutres soudées à l'âme pleine soutenues simplement 235
GH. SILAŞ, I. GROŞANU — Pendule à longueur variable placée dans un milieu résistant 249
GH. SILAŞ, I. GROŞANU, L. BRINDEU — Équations à opérateurs linéaux 253
M. RADOI, I. GROŞANU — Le mouvement de la particule sur une courbe plane 259
P. NICOLAU, GH. POPA, TR. NICOARĂ — Contributions à l'étude de l'écoulement de l'eau par des orifices circulaires . . . 263
C. AVRAM, C. STOIAN, A. NEGRU — La détermination des résistances mécaniques du béton sur éprouvettes cylindriques . . 269
V. IZDRAILA, I. GIDEA — Quelques conclusions sur la capacité portante du sol dans le cas des surétageages 277
I. MUNTEANU — Quelques résultats statistiques en ce qui concerne le coefficient d'homogénéeité du béton 285
GH. SILAŞ, M. RADOI, I. GROŞANU, I. BRINDEU — Sur l'intégration des équations du déplacement d'un point matérial . . . 293

Page

P. NICOLAU — Die Schwingungsbewegungen der Wasserstrahlen in freier Luft und in Kanälen mit freier Oberfläche 299

P. NICOLAU, M. BILA, TR. NICOARA, GH. POPA — Contributions expérimentales à l'étude des déverseurs aux parois minces sans contraction latérale (à lame déversante libre) 329

C. DRAGULESCU, R. POMOJE — Sur la réaction de déplacement du ion de $H_2N—NH_3$ à bases fortes 335

L. SAUCIUC — Dehydrierung von Isopropylalkohol in Gegenwart von Kupfer-Mischkontakten 341

E. LAȚIU, L. CICOARE — Essais sur le quartzite de Tomești du rayon Făget 345

V. COCHECI, I. HORESCU, I. PIRVU, R. TAUBERT — Contributions à l'étude des caractéristiques physico-chimiques des principales rivières de la région Timișoara 349

V. COCHECI, R. TAUBERT — Étude sur l'obtention de certains échangeurs de ions des houilles brunes de Banat 357

E. KIMMEL, R. GROPȘEANU — Analyse rapide des mélanges eau-méthanole-phtalate dimenthylique et eau-*n*-butanol-phtalate di-*n*-butilique à l'aide des diagrammes de solubilité 263

FR. MIHAI, B. ROCH — Le comportement thermique des dérivés de rubidium, barium et magnésium de l'acide diliturique. . . . 369

R. ABRAMOVICI, I. BREAZU — Contributions à la fabrication des réfractaires à chamote par une seule cuisson 375

I. DRAGOI, O. GOGU — La détermination directe de CaO des ciments 381

M. BORNEAS I. BABUȚIA — Nouvelles contributions à l'étude de la tension superficielle des liquides en rotation 383

D. BECHERESCU, GR. POP — Contributions à l'étude de la décomposition thermique du carbonate de calcium fluidifié . . . 387

GH. FACSKO, I. RADOI — Dosages électrogravimétriques au diaphragme 391

R. ABRAMOVICI — Diminution de la déformation pendant la cuisson des porcelaines du sistèm $CaO—Al_3O_3—SiO_2$ 395

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА В ТИМИШОАРЕ

Серия II, Том 5 (19) Выпуск 1—2 январь—декабрь 1960

ОГЛАВЛЕНИЕ

Стр.

М. РЭДОЙ, ректор Тимишорского Политехнического Института — 40 лет со дня основания Тимишорского Политехнического Института 15

А. БЭРГЛЭЗАН член корресп. Академии Наук Р. Н. Р., И. ПРЕДА, М. ПОПОВИЧ — Экспериментальные исследования в воде трех отсасывающих труб (конической, изогнутой, гидрокона) 21

И. ПРЕДА, — Новый метод конструкции ковшей гидротурбины Пельтона 27

С. РОЗИНГЕР, К. САТМАРИ, А. ДРЕУЧЯНУ и Ф. КОВАЧ — Устройство для автоматического снабжения цинковыми сосудами машины для сборки ячеек сухих батарей на предприятии »Электробанат« в Тимишоаре 33

А. ДРЕУЧЯНУ, Ф. КОВАЧ, С. РОЗИНГЕР — Автоматизация посадки бабок в цинковые сосуды на машине для сборки ячеек на тимишоарской фабрике ЕЛБА 41

В. ГЕОРГИУ, Г. СТОЙКА — Применение колоколообразного сопла для измерения расхода 47

О. ЧЕНТЯ — Об электромеханических модуляторах сварочного тока 55

М. ПОПОВИЧ, В. ЛАВРИНЕНКО — Конструкция и применение трех типов микротрубок 61

Н. БОБОЕСКУ — О тепловом и массовом обмене в неоднородных системах 65

Л. БОЛЯНЦУ — Влияние колебательной нагрузки на крутящий момент передаточного вала мостового крана 77

В. БАРБУ — Некоторые задачи по расчету нагрева теплотехнических лабораторных аппаратов при питании от сети 89

В. БЕРИНДЯН — Изучение влияния температуры смеси на октановое число 99

Стр.

И. ХАЙДУ, Л. КОВАЧ — Испытания листов для паровозных котлов 105
О. Е. ГЕОРГИУ — Обобщение уравнения Пуассона в матрицах . 115
О. Е. ГЕОРГИУ, Б. КРСТИЧ — О некоторых гармонических функциях 119
А. ГАЕР — Об аналитических решениях некоторых функциональных уравнений 123
К. ШОРА — О невзаимности генератора Холла 129
П. АНДРОНЕСКУ — Матрица в некоторой четырехполюсной цепи в функции от диагональной матрицы 133
Д. ФРЕНКЕЛЬ — Измерение несимметричной силы и обратной составляющей тока при помощи вольтметра 139
В. КИОРЯНУ, Г. АТАНАСИУ — Метод расчета соединительного трансформатора применяемого при симметризации трех-однофазного преобразователя 143
И. ХЕЙНРИХ — Выполнение механического роликового выпрямителя 149
Т. ДОРДЯ, И. СУЧИУ, Г. АТАНАСИУ — Использование поверхностного эффекта при постройке переменного частотного сопротивления 157
А. РОГОЖАН — О расчете дифференциальных усилителей постоянного тока 165
А. РОГОЖАН, Е. ПОП — Расчет стабилизаторов напряжения с магнитными усилителями 171
П. ЛАМОТ, К. ДЕ САБАТА — Магнитный индуктивный поток диполя через торовидную катушку 185
О. Е. ГЕОРГИУ — Об одной системе функциональных уравнений, обобщающей функциональное уравнение Я. Ацеля 193
О. ЧЕНТЯ, И. НОВАК — Метод полной симметризации независимо от нагрузки трех-однофазного преобразователя 195
А. НАНУ — Теоретические и экспериментальные исследования над волокнитовыми системами 201
М. ПЭУНЕСКУ — Современные задачи по погружению в грунт свай и шпунта методом вибраций 213
К. АВРАМ, И. ПЕСКАРУ — Столбы для воздушных линий из предварительно напряженного бетона 219
Д. МАТЕЕСКУ, Д. РОШУ — Мера усталостного сопротивления в случае переменных двухосевых нагрузок 229
Д. МАТЕЕСКУ, Д. РОШУ — Оптимальная высота сварных сплошных балок на двух опорах 235
Г. СИЛАШ, И. ГРОШЯНУ — Маятник переменной длины в сопротивляющейся среде 249
Г. СИЛАШ, И. ГРОШЯНУ, Л. БРЫНДЕУ — Уравнения с линейными операторами 253
М. РЭДОЙ, И. ГРОШЯНУ — О движении частицы по плоской кривой 259
П. НИКОЛАУ, Г. ПОПА, Т. НИКОАРЭ — К изучению движения воды через круглые отверстия 263
К. АВРАМ, К. СТОЯН, А. НЕГРУ — Определение механических сопротивлений бетона на цилиндрических образцах . . . 269
В. ИЗДРЭИЛЭ, А. ГЫДЯ — Несколько выводов по вопросу мощности подъемной силы почвы при сверхярусных постройках . . 277
И. МУНТЯНУ — Некоторые результаты полученные при статическом изучении коэффициента однородности бетона 285
Г. СИЛАШ, М. РЭДОЙ, И. ГРОШЯНУ, Л. БРЫНДЕУ — Об интегрировании уравнений движения материальной точки . . 293

Стр.

П. НИКОЛАУ — Вибрирующее движение струи воды в свободном воздухе и в открытых каналах. Замечания о струях воды в свободном воздухе 299

П. НИКОЛАУ, М. БЫЛЭ, Т. НИКОАРЭ, Г. ПОПА — Экспериментальные данные относительно исследования водосливов с тонкими стенками, без бокового сжатия (со свободной диверсированной пластинкой) 329

К. ДРЭГУЛЕСКУ, Р. ПОМОЖЕ — О реакции смещения иона $H_2И$ — $ИН_3$ с помощью крепких оснований 335

Л. САУЧУК — Дегидрирование изопропилового алкоголя в присутствии смешанных медных контактов 341

Е. ЛАЦИУ, Л. ЧИКОАРЕ — Исследование кварцита в месторождении Томешть, Фэджетского района 345

В. КОКЕЧ, И. ХОРЕСКУ, И. ПЫРВУ, Р. ТАУБЕРТ — Физико-химические характеристики важнейших рек Тимишоарской Области 349

В. КОКЕЧ, Р. ТАУБЕРТ I Исследование получения ионообменников из коричневых углей Баната 357

Е. КИММЕЛЬ, Р. ГРОПШЯНУ — Скорый анализ смеси диметилового водно-метанолфталата и ди — н — бутилового водо — н — бутанол-фталата при помощи диаграмм растворимости 363

Ф. МИХАЙ, Б. РОХ — Термическое поведение дилитуратов рубидия, бария и магния 369

Р. АБРАМОВИЧ, И. БРЯЗУ — К получению огнеупорного шамота путем одинарного обжига 375

И. ДРЭГОЙ, О. ГОГУ — Непосредственное определение содержания CaO в цементе 381

М. БОРНЕАС, И. БЭБУЦЯ — Дальнейшие результаты в изучении поверхностного напряжения вращающихся жидкостей . . 383

Д. БЕКЕРЕСКУ, Г. ПОП — К вопросу исследования термического разложения карбоната кальция в флуидном состоянии . 387

Г. ФАЧКО, И. РАДОЙ — Электрогравиметрические дозировки с диафрагмой 391

Р. АБРАМОВИЧ — Уменьшение деформации некоторых фарфоров системы $CaO-Al_2O_2-SiO_2$ при обжиге. 395

PROF. Dr. ING. AUREL BĂRGLĂZAN

În ziua de 17 octombrie 1960 s-a stins din viață eminentul om de știință Prof. Dr. ing. Aurel Bărglăzan, membru corespondent al Academiei R.P.R., șeful Catedrei de Mașini Hidraulice și Decan al Facultății de Mecanică a Institutului Politehnic Timișoara.

Născut la 27 martie 1905 în Porumbacul de sus, urmează liceul la Brașov, Blaj și Sibiu în condițiile grele ale primului război mondial. Urmează apoi cursurile Școlii Politehnice din Timișoara, curînd înființată, pe care le absolvă în mod strălucit în anul 1928. Ca tînăr inginer lucrează ca asistent în cadrul Școlii Politehnice din Timișoara pînă în anul 1931, perioadă în care își fundamentează specializarea în domeniul mașinilor hidraulice, la diferite întreprinderi din străinătate. Parcurge apoi toate gradele didactice, ajungînd în anul 1941 profesor la disciplina „Mașini hidraulice", după ce își susține în mod strălucit teza de doctorat la Școala Politehnică din Timișoara în anul 1940 cu tema „Transformatorul hidraulic, studiul teoretic și experimental". După 23 August 1944 Profesorul A. Bărglăzan devine membru de partid, acționează neobosit pentru dezvoltarea științei și culturii noi în Republica Populară Romînă și desfășoară o largă activitate pe tărîm obștesc.

Specialist de frunte profesorul Aurel Bărglăzan a fost șeful Catedrei de Mașini Hidraulice și Decan al Facultății de Mecanică a Institutului Politehnic din Timișoara timp de 15 ani pînă în ultima zi a vieții sale. Ca valoros om de știință, a condus secția de Mașini Hidraulice din cadrul Bazei de Cercetări Științifice din Timișoara a Academiei R.P.R., dezvoltînd la un înalt nivel cercetările științifice și colaborarea cu instituții de specialitate din U.R.S.S. și alte țări. Pe baza activității sale științifice este ales membru corespondent al Academiei R.P.R. în anul 1955.

Profesorul Aurel Bărglăzan a fost un mare pedagog. Cele 32 de generații de ingineri pe care i-a crescut cu deosebită dragoste și pricepere și care lucrează cu succes în diferitele domenii ale economiei, învățămîntului și științei, îi sînt recunoscători și îi rostesc cu veneraţie numele.

Cursurile sale au fost ținute la un înalt nivel științific, cu o puternică notă de originalitate, susținute de un bogat instrumentaj matematic și sprijinit de vaste cercetări experimentale proprii. Cu mîndrie patriotică el pune la curent tineretul studios cu realizările industriei noastre socialiste în plină dezvoltare. A completat literatura de specialitate cu tratatele: „Curs de Mașini Hidraulice", „Turbotransmisiile hidraulice", „Încercările mașinilor hidraulice și pneumatice".

Cu tenacitatea pe care i-a dat-o convingerea lucrurilor reale, și-a consacrat toate forțele pentru realizarea primului laborator modern de Mașini Hidraulice din patria noastră, avînd pentru aceasta sprijinul deplin al statului nostru democrat popular. A fost distins pentru această valoroasă lucrare cu premiul de Stat 1953.

El a conceput laboratorul ca un mijloc de instruire a studenților, ca un focar de cercetare științifică, ca un ajutor nemijlocit al tinerei noastre industrii de mașini hidraulice, acest principiu a stat la baza organizării și orientării activității laboratorului. Acesta a fost utilat cu stații moderne pentru studiul turbinelor de diferite tipuri, al pompelor centrifuge și axiale, al ventilatoarelor, al turbotransformatoarelor hidraulice, al regulatorilor automați cît și al altor mașini hidraulice. Pentru studiul rețelelor de profile laboratorul a fost echipat cu tunele aero și hidrodinamice, iar pentru cercetarea fenomenului de cavitație cu mai multe stațiuni speciale.

Activitatea științifică a profesorului Aurel Bărglăzan este concretizată în peste 100 lucrări, articole și proiecte care constituie soluții ingenioase le cele mai dificile probleme din domeniul teoriei și construcției mașinilor hidraulice. O bună parte a acestor lucrări sînt inspirate din problemele ridicate de practica proiectării și fabricației acestor mașini. Vizitele sale săptămînale în decursul a 25 de ani la Combinatul Metalurgic Reșița cît și contactul permanent cu alte institute de proiectări și întreprinderi industriale au constituit căi eficace de culegere a problemelor acestora și de aplicare în producție a cercetărilor proprii. Astfel eforturile sale susținute și cercetările sale au stat la baza realizării primelor mașini hidraulice în patria noastră : turbinele Pelton 3000 kW și turbinele Francis de 1200 kW, diferite tipuri de pompe, ventilatoare și regulatori automați. O contribuție de seamă a dat-o la modernizarea utilajului petrolifer prin stadiile efectuate asupra primelor ambreiaje și turbotransmisii hidraulice executate în R.P.R.

În articolele publicate, profesorul Aurel Bărglăzan îmbină în mod armonios cercetările teoretice cu cele experimentale, considerînd că orice lucrare științifică are valoare numai dacă ipotezele aduse sînt confirmate de experiență. Datorită acestui stil de muncă el a reușit să creieze numeroase lucrări de înaltă valoare științifică. Pot fi menționate lucrările sale privitor la studiul fenomenului de cavitație, la turbine, pompe, în rețelele de profile hidrodinamice articolele în domeniul teoriei și metodelor de proiectare a mașinilor hidraulice și cele privitor la teoria scurgerii prin rețelele de profile de minimă rezistență.

Rezultatele științifice ale profesorului Aurel Bărglăzan au depășit granițele țării noastre contribuind la creșterea prestigiului științei românești.

Savantul Aurel Bărglăzan are merite deosebite în formarea unor cadre tinere de cercetători. Cu ei a împărțit vasta lui experiență, excepționala sa intuiție, nelimitata sa putere de muncă, inepuizabilul său entuziasm și marea sa pasiune.

Printr-o muncă plină de abnegație, susținută de o voință fermă și ajutat cu dragoste și devotament de un colectiv de tineri merituoși, profesorul Aurel Bărglăzan a creat la Timișoara o școală românească de cercetări în domeniul mașinilor hidraulice.

COMITETUL DE REDACȚIE

40 DE ANI DE LA ÎNFIINȚAREA ȘCOALEI POLITEHNICE DIN TIMIȘOARA

Ideia înființării unei instituții de învățămînt superior în Timișoara se agita încă de prin anul 1900. La început aspirațiile orașului Timișoara sînt îndreptate spre crearea unei Academii de drept. Mai tîrziu dorința timișorenilor se concretizează prin cuvîntul oficialităților zilei care într-o ședință a Consiliului municipal din 26 nov. 1906 propun și susțin înființarea unei Școale Politehnice.

În anul marilor răscoale țărănești din 1907 se înaintează ministrului ungar al Instrucției publice un memoriu în care se susține înființarea unei Școli Politehnice în oraș. Memoriul preciza că această bogată regiune este indicată pentru dezvoltarea unei școale inginerești, întrucît Școala Politehnică din Timișoara ar putea deveni un focar de cultură într-o regiune lipsită și setoasă de înaltă învățătură.

Propunerea ministrului ungar al Instrucției publice în 1911 către parlament este respinsă.

Ministrul ungar deleagă o comisie formată din rectorul Politehnicii din Budapesta și 9 profesori ai școalei pentru a studia problema înființării în Timișoara a unei Școli tehnice superioare.

La 23 nov. 1917 se hotărește ca orașul Timișoara :

Să cedeze gratuit pentru clădire întinderea de 8 ha de pe malul stîng al Begheului ;

Să amenajeze clădirea unei școale existente sau unei cazărmi potrivit nevoilor școalei pentru ca aceasta să poată funcționa chiar în anul 1918—1919 cu anii I și II.

Planul înființării școalei a fost însă abandonat datorită primului război mondial.

Ideia este reluată în 1919 sub imboldul bănățeanului Emanoil Ungureanu care vedea în înființarea unui focar de cultură tehnică superioară în inima Banatului, un pas înainte pentru această regiune a țării.

Resortul Cultelor, face cunoscut orașului că în ședința din 27 febr. 1920 Consiliul Dirigent a hotărît înființarea unei Politehnici în Timișoara, supunînd spre aprobare Parlamentului bugetul Școlii.

Citez din Motivarea bugetului Politehnicei din Timișoara de la 1 martie 1920.

„Lucrările tehnice au schimbat fața lumii și caracterizează vremurile de astăzi.

Bogățiile naturale ale unei țări nu sînt un izvor de bună stare, dacă nu vine munca conștientă să le fructifice și să le valorizeze spre folosul tuturora. O muncă conștientă trebuie să fie direcționată prin școale speciale în care să se țină seama de toate progresele științei și tehnicei. Starea înfloritoare a industriei din diferitele state stă în strînsă legătură cu școalele tehnice pe care le are respectiva țară.

Inginerii noștrii sînt siliți să studieze la Politehnice străine pe la care nu se ține seama de caracterele științifice ale împrejurărilor de la noi, și ale solului țării noastre, de necesitățile și idealurile noastre.

Industria noastră în dezvoltare nu are un povățuitor și îndrumător cum este orice politehnică pentru ținutul și țara care o susține.

Pentru ca să putem păși cu încredere în viitorul țării, pentru ca să putem valorifica bogățiile naturale ale pămîntului nostru, se impune ridicarea unei politehnici într-un centru industrial și comercial mare.

După îndelungate tărăgănări ale oficialităților timpului, la insistențele unui grup de intelectuali în frunte cu prof. Traian Lalescu, Școala a fost declarată oficial deschisă la 7 nov. 1920. Cursurile au început însă mai tîrziu la 29 nov. 1920.

Astfel, la numai cîteva luni de la apariția Decretului lege din 19 iunie 1920 cu privire la înființarea și organizarea Școalelor Politehnici din Romînia prin care fosta Școală de Poduri și șosele din București devenea Școala Politehnică din București, apare Decretul de înființare a Școalei Politehnice din Timișoara.

Prin Decretul din 11 nov. 1920 se aprobă înființarea pe ziua de 15 nov. 1920 a unei Școale Politehnice din Timișoara. La început Școala și-a organizat activitatea pe două secțiuni:

— Secțiunea de ingineri electromecanici.

— Secțiunea de ingineri de mine și metalurgie.

În același timp s-a studiat amănunțit organizarea încă a două secțiuni cerute de viața economică a țării.

Secțiunea de ingineri constructori era cerută de lipsa de acest fel de ingineri în țară, iar secțiunea de ingineri economiști este indicată de cerințele moderne ce se pun unui inginer în genere. Inginerul modern va fi cu atît mai utilizabil în economia unei țări cu cît el va fi mai înarmat pe lîngă cultura sa tehnică și cu cunoștințe economice, care să-l facă apt a distinge lucrările rentabile de cele nerentabile.

Învățămîntul se întindea pe 4 ani, iar după reducerea liceului cu 1 an a fost introdus anul preparator.

Conducerea Școalei era formată dintr-un Consiliu de perfecționare.

Primul președinte a fost prof. Ludovic Mrazek delegat al Academiei Romîne și un Comitet de direcție.

Primul conducător al Școalei a fost eminentul prof. Traian Lalescu. Entuziasmul său tineresc și profunzimea de energie au învins dificultățile de primă înjghebare a Școalei.

Prof. Traian Lalescu a fost ajutat în conducerea Şcolii de inginer C. Teodorescu ca subdirector.

În nov. 1920 Şcoala Politehnică îşi deschide cursurile anului I. Printre cadrele didactice se numără :

Traian Lalescu — analiză matematică, ing. C. Teodorescu — mecanică, ing. Vlad Victor — geometrie descriptivă, dr. ing. G. Cîndea — chimie, A. Coman — conf. matematică.

După 10 ani corpul profesoral se completează ajungînd la 23 profesori titulari, 2 profesori suplimentari, 8 conferenţiari, 23 asistenţi, 1 lector şi un conducător de educaţie fizică.

După 10 ani de la înfiinţare Şcoala dispunea de o bază materială destul de modestă. Cele cîteva laboratoare printre care mai importante un laborator de chimie, unul de fizică, rezistenţa materialelor au rămas aproape în aceeaşi formă pînă la 1948.

Cu sprijinul arhitectului Duiliu Marcu s-a început în septembrie 1922 ansamblul de pavilioane prin construirea pavilionului Mecanicii de pe Bul. Mihai Viteazul.

La 11 nov. 1923 se inaugurează în mod solemn pavilionul Mecanic avînd o suprafaţă de 1 016 mp.

În 1927 a fost dată în folosinţă actualul cămin nr. 1 şi în 1930 cantina.

Pentru cultura extraşcolară a studenţilor s-a organizat un ciclu de conferinţe anual care se ţinea odată pe săptămînă de personalităţi din viaţa culturală a timpului : Profesori, ingineri, scriitori, ziarişti etc.

Iată cum motiva Consiliul Şcolii acţiunile de îmbogăţire a nivelului cultural al studenţilor : „Pentru a deprinde mintea studentului cu diversitatea preocupărilor omeneşti şi pentru a-i mijloci plasarea propriilor sale preocupări în cadrul şi în dimensiunile reale s-a căutat ca aceste conferinţe să nu fie numai din domeniul ştiinţelor inginereşti, ci mai de grabă din alte discipline de gîndire, prezentate lor de reprezentanţi străluciţi ai acestor discipline.

În chipul acesta i se da putinţa studenţimii timişorene să evadeze dintr-un cerc strîmt cu ajutorul acestor preocupări intelectuale extraşcolare avînd în acelaşi timp şi prilejul de a cunoaşte pe reprezentanţii contemporani ai culturii romîneşti".

În 1923 ia naştere „Societatea Ştiinţifică : a Şcolii Politehnice din Timişoara şi puţin mai tîrziu apare Buletinul Ştiinţific al Şcolii Politehnice din Timişoara.

Primii ingineri ai Şcolii noastre în număr de 32 au absolvit cursurile anului şcolar 1924—1925.

În 1942 se înfiinţează Facultatea de construcţii.

După reforma învăţămîntului din 1948 vechea Şcoală Politehnică se transformă în Institutul Politehnic Timişoara, cu cele 4 facultăţi existente azi.

După reforma învăţămîntului, situaţia Institutului Politehnic Timişoara s-a schimbat în mod radical.

MUSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁRA KÖLPONTI 1848

A crescut mult numărul studenților și cadrelor didactice. Azi după 39 de ani Institutul politehnic Timișoara are :

Profesori	*38*
Conferențiari	*59*
Lectori	*76*
Asistenți	*155*

dintre care 38 cu grade didactice recunoscute.

Numărul studenților este de 2 021, la care se mai adaugă 415 studenți la fără frecvență și seral.

S-a dezvoltat considerabil baza materială a institutului. S-au construit și utilat noi laboratoare în așa fel că azi Institutul politehnic Timișoara, dispune de 42 laboratoare unde cadrele didactice și studenții își pot desfășura activitatea în cele mai bune condițiuni.

Pentru construirea de noi laboratoare și utilarea cu mașini moderne au fost alocate de Ministerul Învățămîntului și Culturii sume însemnate. Statul democrat popular acordă o grijă deosebită pregătirii cadrelor superioare necesare industriei noastre. Numai începînd din anul 1954 statul a cheltuit aproape 120 milioane lei pentru salarii, burse studențești, utilaje, investiții pentru clădiri, biblioteca ș. a.

Astfel, în 1954 întreținerea unui student anual se ridică la 6 386 lei, în 1955 la 7 582 lei, în 1956 la 8 667 lei, în 1957 la 10 519 lei, în 1958 la 12 257 lei și în anul școlar 1959 la 11 893 lei.

Aceste date ilustrează din plin grija deosebită pe care regimul democrat popular acordă pregătirii cît mai temeinice a tineretului nostru studios.

Activitatea de cercetare științifică a cadrelor didactice s-a dezvoltat an de an.

Astăzi, Institutul nostru face schimb de publicații cu 27 de țări și 149 de instituții repartizate astfel :

U.R.S.S. 57. Țări de democrație populare 43. Celelalte țări 94.

Numai în perioada 1 ianuarie 1959 — 14 octombrie 1959 s-au trimis 509 volume și au fost primite 642 volume.

Buletinul Institutului politehnic este astăzi cunoscut în Moscova, Erevan, Alma-Ata, Sverdlovsk, Stalinabad, Minsk, Novosimbirsk, Cehoslovacia, China, R.D.G., Anglia, Argentina, Japonia, Brazilia, Canada, S.U.A. etc.

Munca de cercetare științifică a îmbrăcat an de an forme tot mai concrete, au fost alese în multe cazuri probleme legate de cerințele industriei noastre.

Numărul de comunicări a crescut de la o sesiune la alta ajungîndu-se ca în actuala sesiune să fie comunicate peste 150 de lucrări. Tot mai mult s-a pus accent pe caracterul experimental al temelor respective. Prin eforturile multor catedre, laboratoarele noastre permit azi studii de aprofunzime în domenii tot mai variate. Este îmbucurător faptul că multe cadre didactice desfășoară o activitate neobosită pentru a-și asigura o bază materială modernă care să le permită studii de calitate și la nivelul unei instituții de învățămînt superior.

Un avînt deosebit au înregistrat în ultimii ani laboratoarele de la facultatea de Construcții, Mecanică și Electrotehnică. S-a lărgit mult orizontul unor cadre ale noastre prin vizite în străinătate.

În urma Plenarei din noiembrie 1959, majoritatea catedrelor noastre și-au restructurat planurile de cercetări, introducînd teme noi în lumina expunerii tov. Gheorghe Gheorghiu-Dej.

Este cunoscut faptul că în țara noastră în ultimii ani, munca de cercetare științifică a luat forme tot mai organizate. Se fac planuri de cercetare anuale, se elaborează și se rezolvă mai multe teme în colaborare cu producția.

Institutul nostru se transformă de la o zi la alta. Prestigiul cadrelor noastre crește necontenit. Prin grija regimului nostru baza materială se dezvoltă vertiginos.

Indrumînd cu grijă tineretul nostru valoros spre calificare superioară, orientîndu-le pașii în munca de cercetare care nu este prea ușoară, ne vom duce contribuția la ducerea mai departe a prestigiului pe care munca atîtor cadre de valoare le-a creat în școala noastră în decursul celor 39 de ani de existență.

Conf. Ing. MARIN RĂDOI

CERCETĂRI EXPERIMENTALE ÎN APĂ, ASUPRA A TREI TUBURI DE ASPIRAȚIE (TRONCONIC, CURB, HIDROCON)

DE

A. BARGLĂZAN, m. c. al Academiei R.P.R., I. PREDA, M. POPOVICIU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Construirea CHE de mică sarcină și debit mare impun turbinelor să funcționeze cu sarcină de aspirație redusă deci recuperarea energiei cinetice să se facă pe o porțiune scurtă.

Viteza de eșire din tubul de aspirație trebuind să fie cît mai mică, diametrul de la ieșire va avea valori mari. Trecerea de la diametrul de intrare relativ redus la un diametru de ieșire mare, pe o porțiune scurtă impune construirea unor tuburi de aspirație de formă specială, astfel încît să nu se producă desprinderea apei de pe pereții tubului.

Pentru studierea comportării calitative diferențiale între diverse tuburi de aspirație s-a studiat și proiectat trei tuburi de aspirație care au fost încercate atît cu rotor [3] cît și fără rotor. Încercările fără rotor au fost făcute în aer [4] și în apă.

Pentru experimentarea în apă tuburile au fost montate succesiv la un vas de cotă constantă alimentat de către o pompă centrifugă. Vasul de cotă constantă a fost prevăzut la partea inferioară cu o diuză profilată (fig. 1).

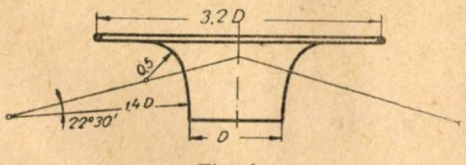


Fig. 1.

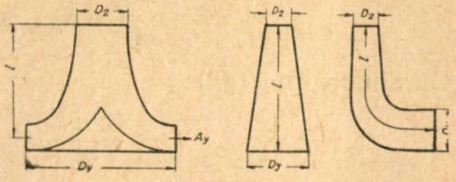


Fig. 2.

Ca o măsură de prevenire a contracției laterale a vînei fluide, între diuza profilată și tubul de aspirație a fost montată o conductă cilindrică în lungime de 450 mm.

Au fost cercetate trei tuburi de aspiraţie a căror formă se poate observa în fig. 2, iar dimensiunile principale sînt date în tabela 1.

Tabela 1

	D_2 mm	A_2 mm	l mm	α	tg α
Troncon	90		544	8°20′	0,1435
Curb	90		544	4°	0,0699
Hidrocon	90		296,5	8°30′	0,149

Pentru determinarea randamentului tubului şi a pierderilor de sarcină, trebuiau cunoscute vitezele de la intrare şi ieşire.

In acest scop au fost făcute măsurători în secţiunea de intrare în tubul de aspiraţie cu o sondă de presiune de tip Prandtl, după două diametre perpendiculare. Scriind între punctele 2 şi y ecuaţia lui Bernoulli

$$\frac{p_2}{\gamma}+\frac{v_2^2}{2g}+h_2=\frac{p_{at}}{\gamma}+\frac{v_y^2}{2g}+hp_{2-y}, \tag{1}$$

expresia randamentului tubului de aspiraţie fiind:

$$\eta_d=\frac{\frac{v_2^2-v_y^2}{2g}-hp_{2-y}}{\frac{v_2^2-v_y^2}{2g}} \tag{2}$$

iar presiunea statică în secţiunea de la intrare în tubul de aspiraţie:

$$p_2+\gamma_{aer}(h_2+A)+\gamma_{apă}h_s=p_{at} \tag{3}$$

termenul $\gamma_{aer}(h_2+A)$ fiind foarte mic se neglijează şi obţinem:

$$\frac{p_2}{\gamma}+h_s=\frac{p_{at}}{\gamma}. \tag{3a}$$

Din (1)

$$\frac{v_2^2-v_y^2}{2g}=hp_{2-y}=\frac{p_{at}}{\gamma}-\frac{p_2}{\gamma}-h_2.$$

Cu ajutorul lui (3a)

$$\frac{v_2^2-v_y^2}{2g}-hp_{2-y}=h_s-h_2,$$

ia randamentul tubului de aspiraţie

$$\eta_d=\frac{h_s-h_2}{\frac{v_2^2-v_y^2}{2g}}. \tag{2a}$$

Luînd în considerare ecuaţia de continuitate

$$Q = A_2 v_2 = A_y v_y \qquad (4)$$

$$v_y = v_2 \frac{A_2}{A_y},$$

iar

$$v_2^2 - v_y^2 = v_2^2 - v_2^2 \left(\frac{A_2}{A_y}\right)^2 = v_2^2 \left[1 - \left(\frac{A_2}{A_y}\right)^2\right].$$

Tuburile de aspiraţie luate în considerare avînd toate acelaşi diametru de la intrare şi secţiuni la ieşire egale cu raportul $\left(\frac{A_2}{A_y}\right)^2$ va fi identic pentru toate tuburile. Valoarea sa numerică este în cazul nostru

$$\left(\frac{A_2}{A_y}\right)^2 = 0{,}028,$$

deci

$$1 - \left(\frac{A_2}{A_y}\right)^2 = 0{,}972.$$

De unde

$$\eta_d = \frac{h_s - h_2}{0{,}972 \frac{v_2^2}{2g}} = \frac{h_s - h_2}{0{,}972\, h_{2\,din}}.$$

Energia recuperată în tubul de aspiraţie este

$$E = \frac{v_2^2 - v_y^2}{2g} = 0{,}972\, h_{2\,din}.$$

Iar randamentul tubului de aspiraţie

$$\eta_d = \frac{E - hp_{2-y}}{E}.$$

Pierderile de sarcină se pot uşor determina, ca fiind

$$hp = E(1 - \eta_d) = 0{,}972\, h_{2\,din}(1 - \eta_d).$$

Rezultatele măsurătorilor şi calculelor sînt organizate în tabelele 2, 3, 4.

Tabela 2

Hidrocon

Nr. crt.	mm ca h_{din}	mm h_s	mm ca h_2	η_d	h_p
1	560	372	220	0,28	417
2	510	363	220	0,289	353
3	430	348	220	0,306	290
4	296	313	220	0,323	194

Tabela 3

Troncon

Nr. crt.	mm ca h_{din}	mm ca h_s	mm ca h_2	η_d	h_p
1	329	363	220	0,448	176,5
2	308	363	220	0,479	157
3	236	342	220	0,523	109
4	200	333	220	0,584	80

Tabela 4

Curb

Nr. crt.	mm ca h_{din}	mm ca h_s	mm ca h_2	η_d	h_p
1	670	363	220	0,22	509
2	540	347	220	0,242	398
3	400	322	220	0,262	287
4	246	301	230	0,297	167,5

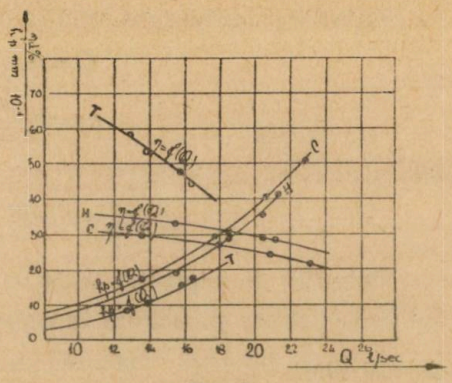


Fig. 3.

CONCLUZII

La încercarea tuburilor de aspiraţie fără rotor în apă, la toate cele trei modele luate în consideţare s-a constatat că cca 10% din suprafaţa secţiunii de ieşire nu este activă, iar prin cca 60—65% din secţiune trece 90% din debit.

Acest nucleu de scurgere al apei prin tubul de aspiraţie îşi modifică din timp în timp poziţia. Scurgerea s-a produs în mod similar şi în aer unde însă s-a constatat o secţiune activă mai mare.

Ca şi la încercarea în aer, comportarea cea mai bună a avut-o tubul troncon.

Spre deosebire de încercările în aer pantele curbelor de randament în funcţie de debit sînt mult mai mari, ceea ce era şi de aşteptat, coeficienţii de pierderi fiind mai mari pentru apă.

Diferenţele cele mai mari la încercarea în apă faţă de încercarea în aer au rezultat la poziţia relativă a curbelor pentru tubul troncon şi curb. Spre deosebire de încercările în aer tubul hidrocon se comportă mult mai bine pe zonă mai întinsă de debite, cu atît mai bine, cu cît debitele sînt mai mari, confirmîndu-se astfel încă odată concluziile obţinute la încercarea cu rotor [3] şi la încercarea în aer [4].

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ВОДЕ, ТРЕХ ОТСАСЫВАЮЩИХ ТРУБ (КОНИЧЕСКОЙ, ИЗОГНУТОЙ, ГИДРОКОНА)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучаются условия работы трех отсасывающих труб (конической, изогнутой, гидрокона) в воде без рабочего колеса.

Опыты показали, что при приблизительно 10% выходной площади не является активной, а через 60—65% выходной площади проходит 90% расхода. Найлучшие условия работы показала коническая отсасывающая труба. Труба формы гидрокона имеет при больших расходах лучшие показатели чем изогнутая.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR TROIS TYPES DE TUYAUX D'ASPIRATION FONCTIONNANT EN EAU

(RÉSUMÉ)

On étudie le comportement de trois types de tuyaux d'aspiration (troncône, hydrocône et courbe) fonctionnant isolés en eau.

Les expériences montrent que 90% du débit passe par 60—65% de la section de sortie du tuyau ; tandis que 10% de cette surface reste complètement inactive. Le tuyau troncône a eu le meilleur comportement. Le tuyau hydrocône se comporte mieux que celui courbe aux débits grands.

BIBLIOGRAFIE

1. G. F. Proscura: „Hidrodinamica turbomaşinilor".
2. I. D. Povh: „Modelirovanie gidravliceschih turbin v vozdušnhpotocah".
3. A. Bărglăzan, m. c. al Acad. R.P.R., I. Preda, M. Popoviciu, O. Popa: „Un nou tub de aspiraţie pentru turbinele Kaplan", Studii şi Cercetări, Ştiinţe Tehnice, Acad. R.P.R., Baza Timişoara, Tom. V. 1958 nr. 3—4.
4. A. Bărglăzan, m. c. al Academiei R.P.R., I. Preda, M. Popoviciu, Aved Ioan: „Încercarea tuburilor de aspiraţie în aer". Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic 1958.

O NOUĂ METODĂ DE CONSTRUCȚIE A PALETEI DE TURBINĂ PELTON

DE

PREDA IOSIF

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Proiectarea rotorului de turbină Pelton este legată în general de mari dificultăți. Acestea se datoresc în primul rînd faptului că ipotezele simplificatorii admise la studiul transformărilor energetice, nu pot cuprinde în întregime complexitatea fenomenelor hidraulice, apoi în al doilea rînd, faptul că rotorul cu palete, comportă o tehnologie de execuție extrem de complicată.

Din punct de vedere al studiului hidraulic al turbinei, se știe că jalonării schematice a calculului i se asociază o seamă de date empirice recoltate din experiența constructorilor. Dar, cercetările în acest domeniu sînt relativ restrînse, iar datele constructive propuse de diferiții autori, pentru precizarea elementelor de proiectare, se deosebesc destul de mult între ele.

În principiu construcția paletei se bazează pe despicarea bilaterală a vînei printr-o muchie de intrare și pe determinarea unor secțiuni de control, pentru paletă, care satisfac condițiile folosirii maxime a impulsului într-o poziție mijloacie a activității sale. Suprafața activă a paletei se construiește totuși arbitrar în limitele prescripțiilor constructive date prin experiență [1], încît la ora actuală, cu toată evoluția turbinelor cu acțiune, profilarea rațională a formei paletei își păstrează încă unele rezerve greu de învins.

Forma paletei se determină prin desenele de execuție întocmite în timpul proiectării, respectiv prin realizarea modelelor. Metoda clasică [2] preconizează, plecînd de la două secțiuni perpendiculare prin paletă și a profilului paletei în planul muchiei de ieșire, o racordare continuă a suprafeței sale. Secțiunile indicate, conțin elementele dimensionate și unghiulare stabilite anterior prin calcul sau constructiv. Racordarea suprafeței paletei se face prin intermediul unor secțiuni echidistante, paralele la secțiunile de bază, care se controlează reciproc. Se ține seama și de profilul muchiei de intrare stabilit în prealabil. De pe urma acestor secțiuni rezultă, intersectîndu-le cu plane echidistante, paralele cu planul muchiei de ieșire, niște curbe de nivel. Construcția secțiunilor intermediare, racordate arbitrar prin

puncte determinate reciproc în cele două categorii de secțiuni perpendiculare, este extrem de anevoioasă și laborioasă. Forma secțiunilor intermediare și a curbelor de nivel rezultate este singurul mijloc de verificare a continuității suprafeței paletei, legată de aprecierea și experiența constructorului. Evident că majorarea numărului de secțiuni intermediare conduce la sporirea rigurozității metodei, dar necesită un timp și mai îndelungat.

Fig. 1 reprezintă desenul de detalii pentru forma paletei, elaborată prin metoda clasică descrisă.

Realizarea modelului este legată de asemenea de unele dificultăți. Se utilizează metoda șabloanelor sau a tăieturilor pe curbe de nivel, metode care reproduc în esență aceea folosită la întocmirea desenelor. Racordarea „umpluturii" între șabloane sau racordarea prin tăieturi ale acestora implică din nou îndemînarea modelorului.

În tentativa de a elimina neajunsurile semnalate propunem în cele ce urmează utilizarea unei metode cu mult mai simple și mai precise de profilare a formei paletei, care să corespundă acelorași elemente dimensionale și unghiulare preconizate. În principiu această metodă constă în utilizarea suprafețelor de revoluție care să fie construită așa fel, încît să cuprindă dimensiunile constructive date. În general suprafețele de revoluție se pretează la o manevrare cu mult mai comodă și rapidă în desene, totodată la o execuție mai precisă cu ocazia realizării lor materiale.

Dimensiunile constructive pentru paletă se stabilesc în funcție de diametrul de referință al vînei d_0 pe baza unor coeficienți, indicîndu-se unghiurile în două secțiuni perpendiculare (pentru o jumătate de paletă) [1], [2]. Dintre dimensiuni caracteristice pentru forma paletei sînt lățimea, lungimea și adîncimea în secțiunile mijlocii.

Ca și la metoda clasică se determină în primul rînd secțiunea principală într-un plan perpendicular pe planul muchiei de ieșire. Profilul acestei secțiuni este o curbă arbitrară care trebuie să se racordeze la intrare, respectiv ieșire cu unghiurile date, avînd totodată o anumită lățime și adîncime. Această curbă, dacă facem abstracție deocamdată de unghiul de intrare, poate fi în particular o jumătate de elipsă, avînd semiaxele egale cu dimensiunile date (fig. 2 *a*). Semiaxa mare poate fi mărită corespunzător ca la o tăietură potrivită ulterioară cu planul muchiei de ieșire să asigurăm unghiul de ieșire dorit.

Prin rotirea acestei elipse în jurul unei drepte perpendiculare pe axa mare și situată la un anumit nivel se obține o suprafață de revoluție. Facem însă remarca (fig. 2 *b*) că prin revoluția aceleiași elipse de la nivele diferite alese corespunzător, se obțin două suprafețe de revoluție care se cuplează între ele în planul secțiunii transversale principale a paletei. Acest lucru permite să se realizeze prescripțiile dimensionale și unghiulare nesimetrice ale secțiunii longitudinale a paletei. Alegerea nivelelor de rotire nu implică nici o dificultate deoarece, raza maximă de revoluție este normală la ieșire în secțiunea considerată și totodată ipotenuza triunghiului dreptunghi cu catetele A, A' respectiv B, B' cu semnificația constructivă rezultînd din fig. 2 *a* și *b*.

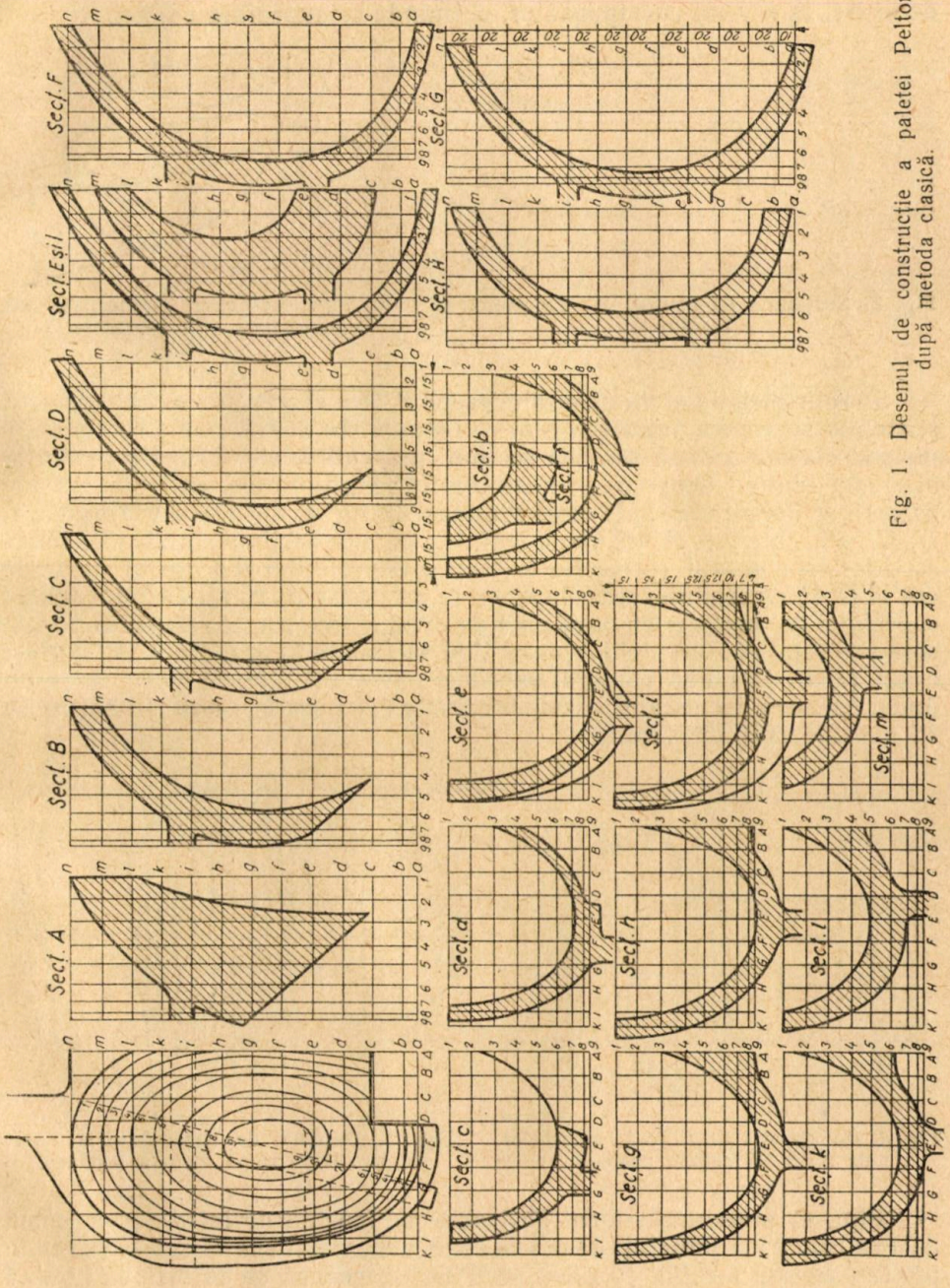


Fig. 1. Desenul de construcție a paletei Pelton după metoda clasică.

Corpul de revoluţie obţinut (fig. 3) se secţionează cu planul muchiei de ieşire, la nivelul corespunzător, obţinîndu-se suprafaţa paletei.

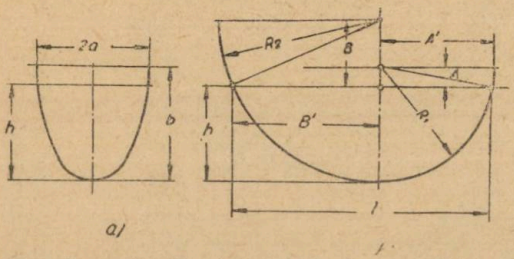


Fig. 2. Secţiunile de control ale suprafeţei de revoluţie.

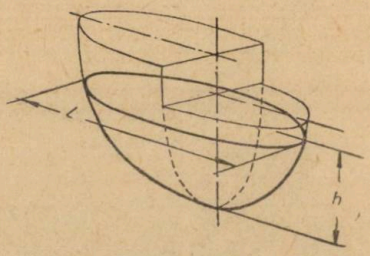


Fig. 3. Forma paletei Pelton realizată prin suprafeţe de revoluţie.

Practic metoda oferă avantajul esenţial de a reprezenta extrem de uşor şi simplu suprafaţa paletei prin orice secţiuni. În adevăr, construcţia după metoda clasică a două serii de secţiuni perpendiculare, reciproc controlabile este inutilă, deoarece prin secţiunile longitudinale, cari sînt simple cercuri, se determină rapid orice secţiune. În fig. 4, dacă se duc dreptele *I, II, III,* etc. care reprezintă plane longitudinale de secţiune, proiecţiile intersecţiilor cu conturul (proiecţia în plan a elipsoidului din fig. 3) pe axele *OA şi O'A'*, determină cercurile c_1, c_2, c_3, respectiv c_1', c_1', c_3', etc. Intersecţia suprafeţei de revoluţie cu orice plan de nivel *N* taie aceste cercuri în puncte care proiectate pe dreptele reprezentînd secţiunile longitudinale de acelaşi ordin (*I, II, III*) dau conturul curbei de nivel căutate. Se vede că pe un desen care are extensimea corespunzătoare celei din fig. 4 se pot obţine cu comoditate, secţiunile căutate.

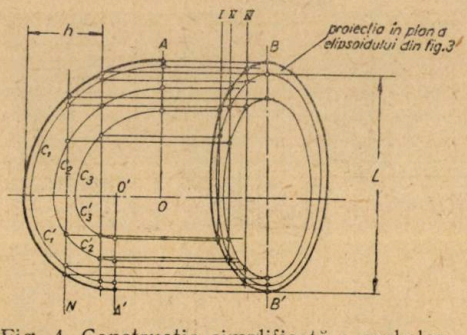


Fig. 4. Construcţia simplificată a curbelor de nivel la metoda propusă.

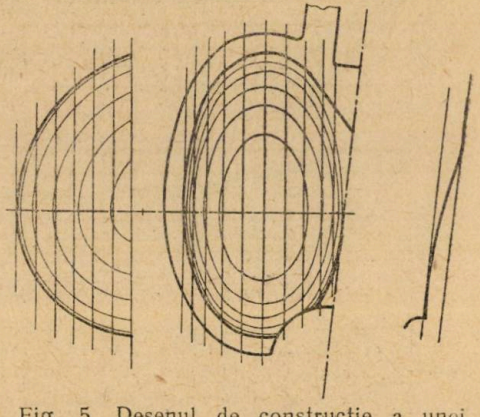


Fig. 5. Desenul de construcţie a unei palete Pelton după metoda propusă.

Pînă în prezent s-a făcut abstracţie de muchia de intrare; va trebui deci ca cele două jumătăţi de palete realizate ca mai sus să se racordeze la profilul acestei muchii. În acest scop se procedează ca la metoda clasică prin racordarea corespunzătoare a curbelor de nivel, pentru care în acest

caz, proiecţia muchiei de intrare în plan se desenează alături de jumătatea paletei astfel ca racordarea în secţiunea transversală să realizeze unghiul de intrare dorit. Muchia de intrare fiind în general înclinată faţă de planul muchiei de ieşire, se duc la intersecţia acesteia cu diferite plane de nivel, tangente la curbele de nivel de acelaşi ordin. Se obţine astfel în „zona de intrare" o suprafaţă riglată racordată la suprafaţa paletei. Corecţiile de racordare pe partea inferioară a paletei intră de obicei la zona tăieturii paletei.

Suprafaţa dosului paletei se poate obţine printr-un procedeu similar.

In fig. 5 este redat desenul de detaliu pentru forma suprafeţei unei palete de turbină Pelton realizat prin metoda indicată. O comparaţie cu fig. 1 pune în evidenţă simplificările şi economia de timp care se preconizează la execuţia ei. O paletă realizată astfel nu deosebeşte de o paletă realizată prin metoda clasică, condiţiunile dimensionale şi unghiurile fiind satisfăcute în acelaşi fel.

Alte avantaje ale metodei constau în realizarea sau verificarea suprafeţelor de paletă cu ajutorul şabloanelor profilate rotitoare. Profilul eliptic fiind acelaşi, se modifică numai raza, pentru cele două suprafeţe de revoluţie racordate în planul transversal. Metoda mai indică posibilitatea realizării unor modele prin strungire profilată. In acest scop se strungesc

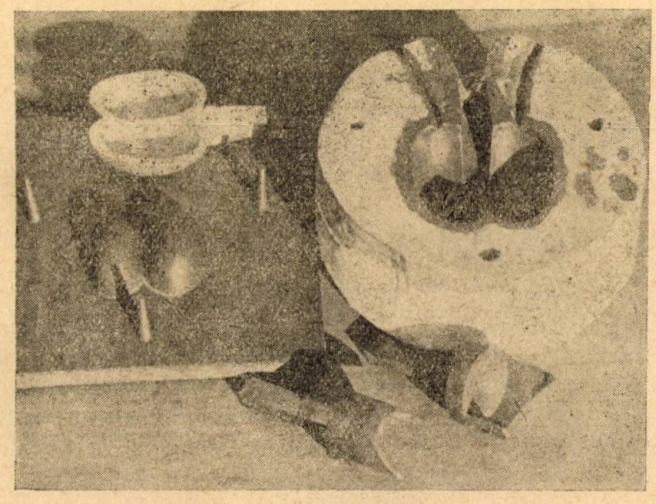


Fig. 6. Modelele şi paleta Pelton realizate după metoda propusă.

cu ajutorul unui şablon eliptic cele două corpuri de revoluţie necesare. Din fiecare se taie cîte două sferturi ; lipindu-se între ele cîte una din fiecare categorie în mod corespunzător, se obţine corpul din fig. 3, care tăiat la un nivel dat, paralel cu feţele libere, dă negativul suprafeţei căutate. Cele două jumătăţi se fixează simetric faţă de un şablon tăiat dintr-o placă care materializează muchia de intrare.

Şablonul eliptic se confecţionează uşor dintr-un tub cilindric avînd diametrul interior egal cu axa mică a elipsei care se taie înclinat aşa fel ca deschiderea maximă a tăieturii să dea axa mare a acestuia.

Aceleaşi posibilităţi sînt deschise confecţionării unor matriţe dacă paleta se realizează prin matriţare şi se sudează.

In fig. 6 fotografia modelelor şi a paletei realizate prin metoda propusă.

In concluzie, metoda propusă, constituie o îmbunătăţire a metodei clasice de construcţie a paletei turbinelor cu acţiune.

Simplificarea simţitoare adusă prin utilizarea suprafeţelor de revoluţie permite :

a) Realizarea expeditivă a desenelor de execuţie.

b) Realizarea comodă a modelelor sau a dispozitivelor verificatoare.

НОВЫЙ МЕТОД КОНСТРУКЦИИ КОВШЕЙ ГИДРОТУРБИНЫ ПЕЛЬТОНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе дается новый метод конструкции ковшей турбины Пельтона.

Для упрощения классического трудоемкого метода, изучается возможность применения вращательных площадей.

Предлагаемый метод позволяет быстрое выполнение конструктивных чертежей и в особенности моделей ковшей. Пельтона.

Полезность метода доказывается конкретным исполнением.

UNE NOUVELLE CONSTRUCTION DE L'AUBE PELTON

(RÉSUMÉ)

On présente une nouvelle méthode pour construire les aubes Pelton. Pour simplifier la méthode classique trop difficile on a étudié la possibilité d'utiliser les surfaces de révolution. La méthode proposée permet de réaliser rapidement les dessins de construction et surtout les modèles de l'aube Pelton. L'utilité de cette méthode a été vérifiée expérimentalement.

BIBLIOGRAFIE

1. Bărglăzan A.: *Maşini Hidraulice,* ed. I.P.T. 1951.

2. Tenot A.: *Turbines hydrauliques et regulateurs automatiques de vitesse*, Ed. Eyrolles 1932.

DISPOZITIV PENTRU ALIMENTAREA AUTOMATĂ CU VASE DE ZINC A MAȘINII DE ASAMBLAT CELULE PENTRU BATERII USCATE LA INTR. ELECTROBANAT TIMIȘOARA

DE

ROSINGER ȘT., SZATMARI O., DREUCEAN A. și KOVACS FR.

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Alimentarea manuală a mașinii de asamblat celule cu vasele de zinc se face după următorul proces :

— vasele de zinc (vase cilindrice cu fund ϕ 20×54 mm se așează manual în lădițe cu capacitate de cîte 300 bucăți, orientate toate în mod identic. Această operație este premergătoare alimentării mașinii și servește spre a ușura și accelera pe aceasta din urmă.

— vasele de zinc așezate în lădițe și aduse lîngă mașină (fig. 1, poz. *6*) sînt luate de o muncitoare și introduse cu fundul în jos în locașurile discului rotativ de alimentare al mașinii (fig. 1, poz. *1*), de unde se trece apoi cu ajutorul mecanismelor mașinii mai departe.

Avînd în vedere munca obositoare și dexteritatea mare necesitată pentru încărcarea discului de alimentare, producția realizată este sub cea care putea rezulta chiar din ritmul actual de funcționare al mașinii, de 106 bătăi pe minut.

Dispozitivul de alimentare automată conceput înlătură toate operațiile manuale sus amintite și totodată și posibilitatea accidentelor de muncă, permițînd de asemenea nu numai folosirea integrală a capacității mașinii pentru actualul ritm de funcționare, dar chiar și pentru un număr de bătăi mărit al mașinii. În acest fel se asigură creșterea producției cu cca 25%.

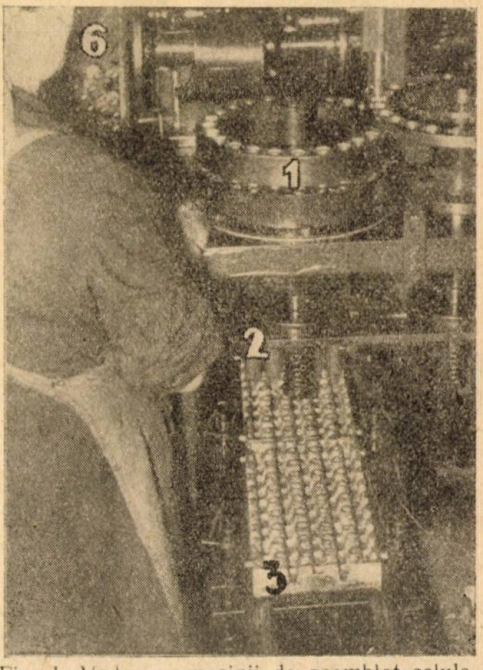


Fig. 1. Vedere a mașinii de asamblat celule.

Realizarea tehnică constă din următoarele (fig. 2) :

Vasele de zinc sînt vărsate într-un buncăr (*1*), iar de acolo sînt transportate cu ajutorul unui elevator cu cupe (*2*) înspre sistemul de orientare.

Avînd în vedere imposibilitatea scurgerii vaselor din buncăr, din cauza formării unor bolți prin înțepenirea vaselor, s-a prevăzut încărcarea cupelor elevatorului prin trecerea acestora prin buncăr. Capacitatea de transport a benzii este de 105% din capacitatea de prelucrare a mașinii, iar cupele se ridică cu o încărcătură medie de 3—4 vase de zinc.

Transportate de elevator vasele de zinc cad într-un jghiab în V înclinat (*3*). Sicanele de la intrarea în acest jghiab cît și treptele de pe pereții jghiabului asigură o dispersare a celor 3—4 vase de zinc aruncate deodată de cupa elevatorului și scurgerea acestora înainte unele după altele. În același timp vasele de zinc primesc orientare, — axa vaselor paralelă cu cea a jghiabului —, drept poziție de maximă stabilitate.

Din jghiabul (*3*) vasele sînt conduse prin intermediul racordului (*4*) înspre canalul-magazin (*5*), săltînd peste golul (*6*) unde se înlătură surplusul de vase de zinc. Vasele în surplus cad într-un vas colector (*7*) de unde printr-un canal (*8*) sînt conduse în buncăr.

Canalul-magazin (*5*) include o rezervă de vase necesare spre alimentarea mașinii în intervalul de timp dintre două vărsări de cupe ale elevatorului cît și în urma neuniformității încărcării vaselor pe cupă.

Vasele de zinc coboară prin canalul-magazin în două poziții posibile : cu fundul în jos sau cu fundul în sus. La capătul canalului magazin ele

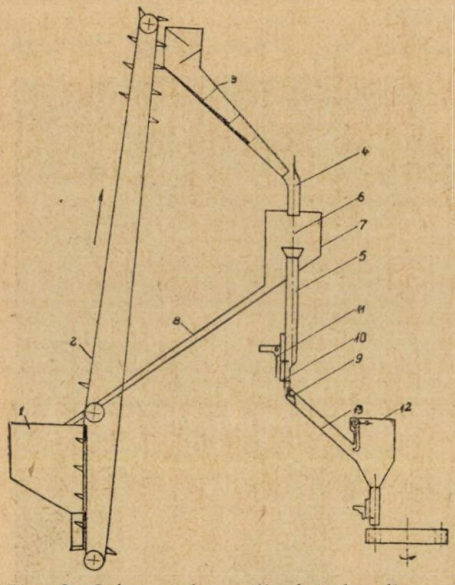


Fig. 2. Schema dispozitivului de alimentare automată.

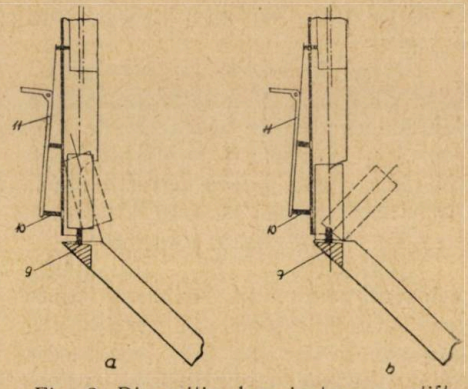


Fig. 3. Dispozitiv de orientare cu știft.

dau de un dispozitiv cu știft (*9*) care asigură cea de a doua orientare a vasului. Modul de lucru al acestui dispozitiv rezultă din fig. 3. Cînd vasele cad cu fundul în jos (*a*), acestea nu au posibilitatea să scape înafara canalului prin degajarea laterală a acestuia, întrucît înălțimea degajării este

mai mică decît suma înălțimilor știftului și a vasului de zinc. Eliberarea vasului de zinc din canal se va realiza în acest caz sub acțiunea unui împingător (*10*) care acționează lateral dintr-o poziție diametral opusă degajării și asigură în acest fel scoaterea vasului cu fundul înainte.

Cînd vasele cad cu fundul în sus (*b*) în acest caz ele au posibilitatea de scăpare prin degajarea laterală a canalului magazin rotindu-se în jurul știftului și ajungînd astfel tot cu fundul înainte.

Întrucît dispozitivul de orientare cu știft lucrează numai în cazul cînd i se livrează în mod intermitent vasele, deasupra acestuia s-a amplasat un mecanism de livrare bucată cu bucată (*11*).

Întrucît canalul magazin dispune de un joc ce permite eliminarea vasului de zinc așezat cu fundul pe știft, există o redusă posibilitate ca unele vase să iasă din acest dispozitiv cu fundul în sus. De aceea s-a prevăzut și un dispozitiv cu cîrlig (*12*) pentru controlul orientării și orientarea corectă a vaselor cu poziție greșită. Vasele bine orientate trec înainte cîrligul alunecînd peste fundul vasului. La vasele invers orientate cîrligul prinde piesa după suprafața interioară și asigură întoarcerea vasului cu fundul inainte.

Siguranța funcționării dispozitivului cu cîrlig este asigurată dacă cîrligul se reîntoarce în poziția inițială de la eliberarea unei piese pînă la sosirea piesei următoare. Acest lucru impune calculul timpului de funcționare al dispozitivului.

Calculul s-a făcut pentru perioada mai lungă de funcționare cînd semifabricatul vine cu gura înainte.

Perioada de funcționare a fost împărțită în trei etape :

a) Semifabricatul care a alunecat în lungul jghiabului cornier (*13*) înclinat la 45° față de orizontală, de lungime 0,476 m, cu mișcare accelerată a venit în contact cu cîrligul, acățîndu-se de acesta.

Din acest moment mișcarea ansamblului s-a considerat ca mișcarea unui mecanism avînd o manivelă oscilantă (cîrligul) de care este articulată o bară (vasul), care se sprijină pe un ghidaj prin intermediul unei cuple cinematice superioare (fig. 4).

Acest mecanism se mișcă sub acțiunea gravitației avînd o energie cinetică inițială. Piulița de reglare a cîrligului s-a considerat în poziția medie.

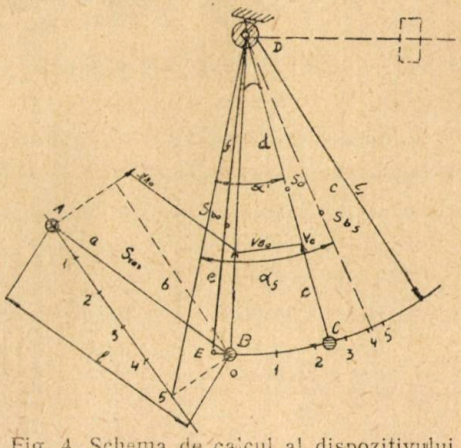


Fig. 4. Schema de calcul al dispozitivului cu cîrlig pentru controlul orientării.

Admițînd o distribuție inițială arbitrară a vitezei punctului *A* ținîndu-se seama de ciocnirea considerată perfect neelastică dintre cîrlig și vas, s-a determinat variația masei reduse a mecanismului în punctul *A* în funcție de poziția mecanismului. Reducerea inițială a maselor s-a făcut static cu o suficientă aproximație.

S-a determinat de asemenea variaţia energiei cinetice a mecanismului în funcţie de poziţie ţinîndu-se seamă de cea iniţială şi de lucrul mecanic al forţelor gravitaţionale.

Prin eliminarea parametrului depinzînd de poziţia mecanismului se obţine diagrama $E_c = E_c(m_{red})$.

Pe baza acestei diagrame se obţine diagrama $V_A = V_A\ (s_A)$ unde s_A este spaţiul parcurs de punctul A. Făcîndu-se transformarea $\frac{1}{V_A} = \frac{1}{V_A}(s_A)$ şi integrînd această curbă grafic se obţine $t = t(s_A)$ ceea ce ne dă timpul de mişcare (fig. 6).

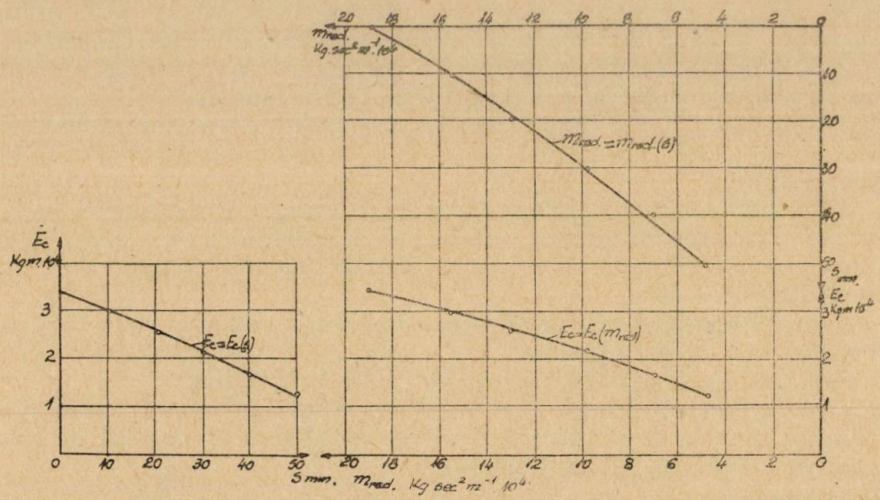


Fig. 5. Diagrama $E_c = E_c\ (m_{red})$

Datele sînt cuprinse în tabloul de mai jos :

Poziţia	0	1	2	3	4	5
V'_A m/sec.	0,6	0,973	1,346	1,719	2,092	2,465
$V'_c = V'_B$ m/sec.	0,7	1,1	1,2	1,25	1,1	0,7
m_{red} 10^4 kgsec/m²	19,12	15,52	12,92	9,80	7,10	4,91
$E_c 10^4$ kgm	3,44	2,996	2,559	2,127	1,695	1,274
V_A reală	0,6	0,62	0,628	0,665	0,682	0,718
t_a sec						0,1007

b) În faza *b*, s-a considerat vasul agăţat de cîrlig şi oscilînd liber. S-a determinat din teorema energiei cinetice, amplitudinea oscilaţiei şi distribuţia vitezelor unghiulare ω în perioada oscilaţiei. Din această distribuţie, prin integrarea grafică a curbei $\frac{1}{\omega} = \frac{1}{\omega}(\varphi) - \varphi$ unghiul de osci-

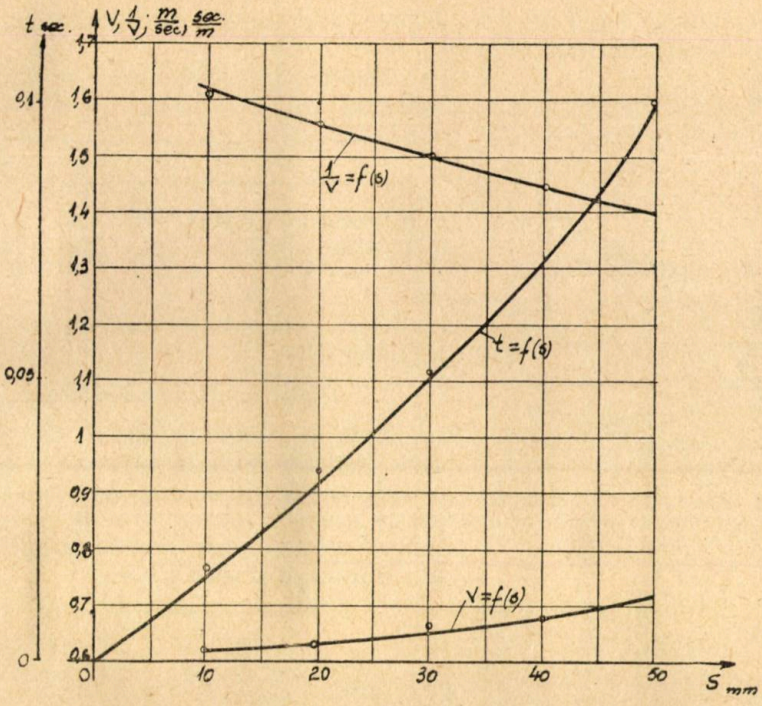


Fig. 6. Diagrama de mișcare pentru faza *a*.

lație — se obține curba $t_b = t_b(\varphi)$, ceea ce ne dă timpul în care se execută mișcarea (fig. 7).

Datele sînt cuprinse în tabelul de mai jos:

φ	57°15′	56°42′	56°08′	55°34′	55°
$E_c 10^4$ kgm	0,3	0,225	0,15	0,075	0
ω rad/sec	2,65	2,33	1,88	1,33	0
t_b sec					0,2648

c) În această fază, s-a considerat vasul căzut de pe cîrlig, cîrligul oscilînd liber, înapoi, în poziția inițială, sub acțiunea greutății proprii.

S-a determinat variația energiei cinetice, distribuția vitezelor unghiulare ω și integrînd grafic, curba $\frac{1}{\omega} = \frac{1}{\omega}(\varphi') - \varphi'$ un-

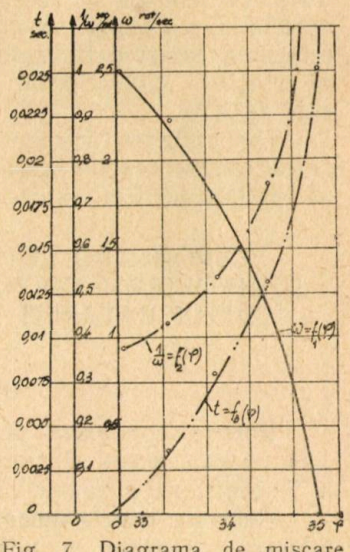


Fig. 7. Diagrama de mișcare pentru faza *b*.

ghiului curent al oscilației — s-a determinat timpul de reîntoarcere al cîrligului în poziția inițială (fig. 8).

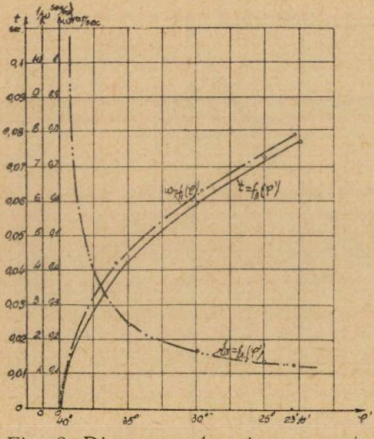


Fig. 8. Diagrama de mișcare pentru faza *c*.

Datele sînt cuprinse în tabela de mai jos :

φ'	50°	55°	60°	65°	66°50′
$E_c 10^4$ kgm	0	0,446	0,925	1,42	1,61
ω rad/sec	0	0,12	5,91	7,35	7,85
t_c sec					0,07721

Deci, perioada de funcționare a dispozitivului este

$$t = t_a + t_b + t_c = 0{,}20439 \text{ sec.}$$

Este de remarcat faptul, că s-a considerat căderea vasului făcîndu-se instantaneu de pe cîrlig, la sfîrșitul etapei *b*. Faptul că această cădere are de fapt loc în timpul acestei etape, scurtează perioada de funcționare a dispozitivului.

Din calculul făcut rezultă coeficientul de siguranță pentru dispozitiv de :

$$c = \frac{T}{t} = \frac{\frac{60}{106}}{0{,}20439} = 2{,}77.$$

La ieșirea vaselor de zinc din dispozitivul cu cîrlig s-a prevăzut încă un mecanism de livrare bucată cu bucată (*14*), avînd rolul de a asigura sincronizarea ieșirii vasului de zinc din sistemul alimentării automate cu mișcarea rotativă intermitentă pe care o realizează discul de alimentare al mașinii. Coeficientul de siguranță în funcționarea acestui sistem este de 2,29.

Dispozitivul conceput a fost executat de către întreprinderea beneficiară, iar încercările executate asupra acestuia în laboratorul de tehnologie al Institutului Politehnic au confirmat justețea soluției propuse.

УСТРОЙСТВО ДЛЯ АВТОМАТИЧЕСКОГО СНАБЖЕНИЯ ЦИНКОВЫМИ СОСУДАМИ МАШИНЫ ДЛЯ СБОРКИ ЯЧЕЕК СУХИХ БАТАРЕЙ В ПРЕДПРИЯТИИ »ЭЛЕКТРО-БАНАТ« В ТИМИШОАРЕ.

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа содержит решение принятое при автоматизации машины для сборки ячеек с цинковыми сосудами на фабрике »Электробанат« в Тимишоаре, а также расчет работы установки.

Система обеспечивает экономию по зарплате, так как заменяются ручные операции, и повышение производства на 25% без дополнительных затрат.

DISPOSITIF POUR L'ALIMENTATION AUTOMATISÉE AVEC VASES DE ZINC DE LA MACHINE POUR ASSEMBLER LES CELLULES POUR LES BATTÉRIES SÈCHES, À L'ENTREPRISE „ELECTROBANAT" TIMIȘOARA

(RÉSUMÉ)

On présente la solution adoptée pour automatiser l'alimentation avec vases de zinc de la machine pour assembler les cellules à l'entreprise „Electrobanat" Timișoara, ainsi que les calculs du fonctionnement des dispositifs.

Ce système assûre la réalisation d'importantes économies par l'élimination du travail manuel et permet en même temps l'accroîssement de la production avec 25% sans investissements supplémentaires.

BIBLIOGRAFIE

1. A. M. Malov: *Alimentarea automată a mașinilor-unelte.* Editura Tehnică 1956.
2. A. N. Rabinovici: *Avtomatizatia tehnologhiceschih proțesov v mașinostroenii.* GITL 1955.
3. N. I. Manolescu și D. Maroș: *Teoria mecanismelor și a mașinilor. Cinetostatica și dinamica.* Editura Tehnică, București 1958.

AUTOMATIZAREA INTRODUCERII PĂPUȘILOR IN VASELE DE ZINC LA MAȘINA DE ASAMBLAT CELULE, DE LA FABRICA EL-BA TIMIȘOARA

DE

DREUCEAN A., KOVÁCS FR și ROSINGER ȘT.

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

În cadrul unei alte comunicări a fost prezentată soluția pentru automatizarea uneia din operațiile ce se execută manual la mașina de asamblat celulele pentru baterii uscate în cadrul intreprinderii Electrobanat din Timișoara și anume automatizarea alimentării mașinii cu vase de zinc.

După întroducerea inelelor de carton pe fundul vaselor de zinc, acestea cad din discul (*1*) fig. 1 *a, b,* prin țevile (*2*) în sitele de aluminiu (*3*) așezate pe masa mașinii.

Sitele executînd o mișcare de avans intermitent trec pe sub dispozitivul de umplere cu electrolit (*4*) fig. 1 *b,* iar după această operație urmează introducerea manuală a păpușilor în vasele de zinc (*5*).

La rezolvarea problemei de automatizare a întroducerii păpușilor în vasele de zinc a trebuit să ținem seama de una din particularitățile esențiale ale păpușilor și anume: Păpușile de formă cilindrică sînt confecționate din praf de grafit depolarizat cu un creion de grafit solid la mijloc îmbrăcate cu hîrtie. Ele se introduc în vasele de zinc după înmuiere. În această

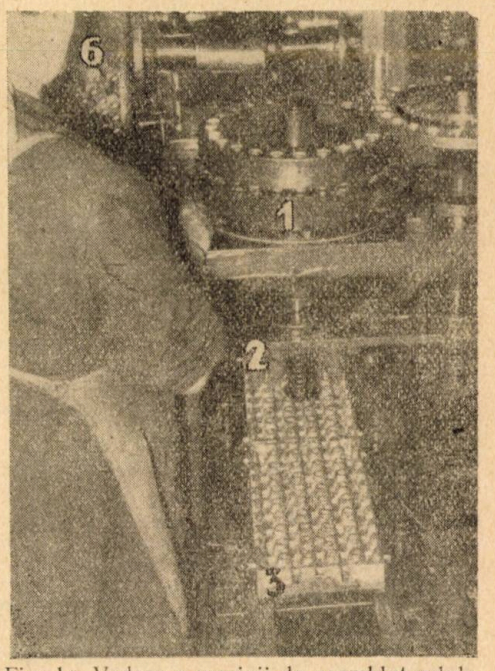


Fig. 1*a*. Vedere a mașinii de asamblat celule.

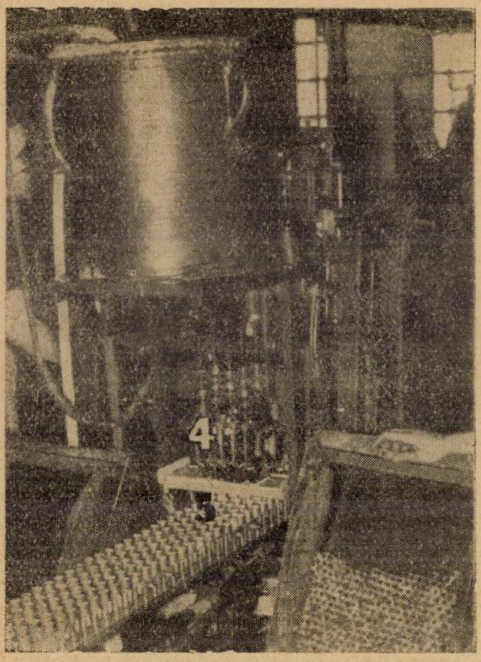


Fig. 1*b*. Vedere a maşinii de asamblat celule.

stare păpuşile au o rezistenţă mecanică relativ mică (în orice caz incomparabilă cu a pieselor metalice).

Soluţia adoptată este redată în cele ce urmează.

Păpuşile se introduc la înmuiere în nişte site din lemn de formă indicată în fig. 2. În site sînt practicate 50 găuri de ϕ 20 mm, avînd în partea superioară o porţiune tronconică pentru a uşura introducerea păpuşilor în site.

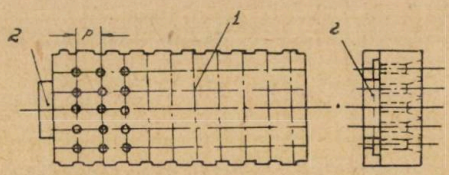


Fig. 2. Sită din lemn.

Pe marginea sitelor sînt practicate canale care servesc la antrenarea lor intermitentă. În partea inferioară sitele sînt prevăzute cu un fund detaşabil (*2*).

Sitele trebuiesc confecţionate dintr-un material care să nu fie atacat de soluţia în care face înmuierea şi care să nu modifice proprietăţile păpuşilor atunci cînd ele vin în contact cu materialul sitelor.

Ţinînd cont de cele de mai sus, am ales site din lemn fiert, în parafină, pentru a evita şi deformaţiile ce ar putea surveni din cauza umidităţii.

Sita de lemn (*1*) aşezată pe ghidajul (*2*) fig. 3 este antrenată în sensul (*I*), (contrar sensului de avansare a

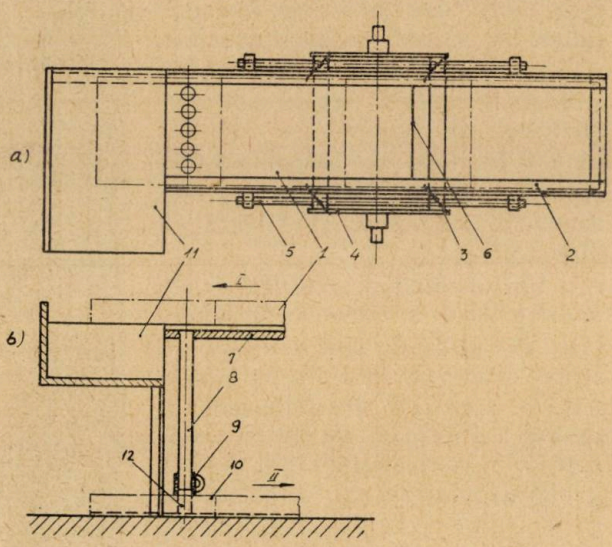


Fig. 3. Schema dispozitivului de introducere a păpuşilor în vasele de zinc.

sitelor de aluminiu (*10*) de pe masa mașinii, în scopul reducerii zonei de lucru) prin intermediul clicheților (*3*) montați pe cursorul (*4*) ce execută o mișcare rectilinie alternativă cu pasul $p=32{,}5$ mm egal cu distanța dintre două rînduri de găuri la sitele de lemn și aluminiu.

Cursorul este ghidat de barele cilindrice (*5*) și primește mișcarea prin intermediul unui mecanism bielă manivelă a cărui verigă motoare este un arbore care se mișcă sincron cu arborele manivelei motoare a mecanismului bielă-manivelă ce servește la antrenarea sitelor de aluminiu.

În felul acesta se asigură avansarea perfect sincronă a sitelor de lemn cu cele de aluminiu.

Ghidajele sînt prevăzute cu un prag (*6*) care oprește fundul mobil al sitei de lemn, păpușile sprijinindu-se în continuare cu fundul pe o placă de zinc (*7*) fig. 3 *b*.

La capătul liniei superioare în placa de sprijin sînt practicate 5 orificii, plasate la distanțe egale cu distanța locașelor din site. În momentul în care un rînd de locașuri încărcate cu păpuși ajunge în dreptul găurilor din placa de sprijin, păpușile din rîndul respectiv cad prin țevile (*8*) în vasele de zinc (*12*) umplute cu electrolit, plasate în sitele de aluminiu (*10*) fig. 3 *b*. Pentru a facilita această cădere porțiunea superioară a țevilor este ușor tronconică. De asemenea pe porțiunea inferioară a celor 5 tuburi ghidează un manșon de centrare (*9*) cu cinci locașuri concentrice cu tuburile. Acest manșon de centrare are rolul de a centra vasele de zinc în sitele inferioare, față de tuburile prin care cad păpușile. Manșonul (*9*) execută o mișcare alternativă de coborîre și ridicare, permițînd deplasarea sitei cu un pas, după căderea păpușilor. Această mișcare este sincronizată cu mișcarea cursorului (*4*) prin legarea manșonului (*9*) de cursor prin intermediul unei biele fig. 4.

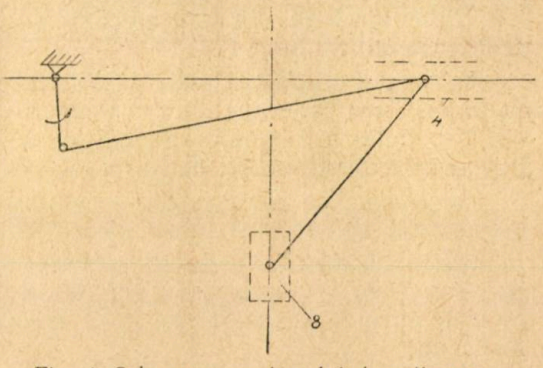


Fig. 4. Schema mecanismului de acționare a cursorului și a bucșei de ghidare.

Timpul de cădere al unei păpuși prin tub este

$$t_c=\frac{2h}{g}=\frac{1{,}6}{9{,}81}=0{,}405 \text{ sec}$$

unde $h=800$ mm $=0{,}8$ m distanța între cele două plane de sprijin a sitelor din lemn, respectiv aluminiu.

$g=9{,}81$ accelerația gravitației.

Timpul unui ciclu de avansare a unui rînd de păpuși cu $s=32{,}5$ mm este :

$$t=5\frac{60}{n}=5\frac{60}{106}=2{,}83 \text{ sec}$$

n fiind numărul de vase de zinc alimentate într-un minut.

Timpul de staţionare a ambelor site fiind de :

$$\frac{t}{2} = 1{,}415 \text{ sec}$$

coeficientul de siguranţă în funcţionarea sistemului de alimentare este :

$$c = \frac{\frac{t}{2}}{t_c} = \frac{1{,}415}{0{,}405} = 3{,}5$$

acoperitor, chiar dacă am neglijat frînarea căderii produsă de frecarea păpuşii de pereţii tubului şi de electrolitul din vasul de zinc.

Din cauza imperfecţiunii de execuţie a păpuşilor se poate întîmpla ca păpuşa să nu intre complet în vasul de zinc. Din această cauză se montează după şirul de ţevi, o placă elastică solidară cu manşonul, care la următoarea deplasare a sitelor cu vase de zinc, execută o apăsare asupra păpuşilor.

Sitele din lemn din care au căzut toate păpuşile ajung la capătul liniei cad pe planul înclinat (*11*).

În scopul eliminării deficienţelor legate de umplerea manuală a sitelor cu păpuşi, am conceput un alt dispozitiv, care să execute umplerea automată a sitelor din lemn cu păpuşi, direct de la maşina care execută operaţiile anterioare şi anume de la maşina de capsat şi parafinat.

În fotografia din fig. 5 se vede această maşină la care se adaptează dispozitivul de umplere automată a sitelor cu păpuşi.

Păpuşile capsate şi parafinate sînt aduse de banda transportoare (*1*) fig. 6 în fiecare celulă (*2*) fiind cîte o păpuşă. Banda execută o mişcare intermediară de avans în direcţia *I*, executînd 90 mişcări pe minut cu pasul $p = 35$ mm.

La metoda veche de lucru de pe bandă păpuşile cad într-o cutie, de unde sînt luate şi aranjate de două muncitoare în cutii de lemn, urmînd a fi introduse la muiat.

În scopul aplicării metodei propuse păpuşile sînt introduse automat de pe bandă în sitele (*3*). Acestea sînt ghidate pe două colţare (*4*) şi execută o mişcare intermediară de avans în direcţia *II* cu ajutorul clicheţilor (*5*), ce oscilează în jurul unor bolţuri montate în cadrul (*6*). Cadrul este ghidat prin intermediul bucşelor (*7*) pe barele de ghidare cilindrice(*8*).

Acţionarea intermediară a cadrului (şi deci a sitelor) se face cu ajutorul camei (*9*) ce acţionează prin intermediul rolei (*10*) furca (*11*).

Profilul şi turaţia camei au fost astfel alese încît să realizeze avansul sitei cu un pas p_s, la o deplasare a benzii cu 5 paşi (5. p.). În felul acesta se realizează introducerea simultană în sită a 5 păpuşi, cîte intră pe un rînd al sitei.

Reglarea se face astfel încît la poziţia camei din figură, sita să fie cu mijlocul distanţei dintre două rînduri de găuri, în dreptul axei benzii (*1*).

La rotirea camei în sensul indicat, primul prag produce deplasarea sitei cu o jumătate de pas şi păpuşile cad în găurile din sită, iar al doilea

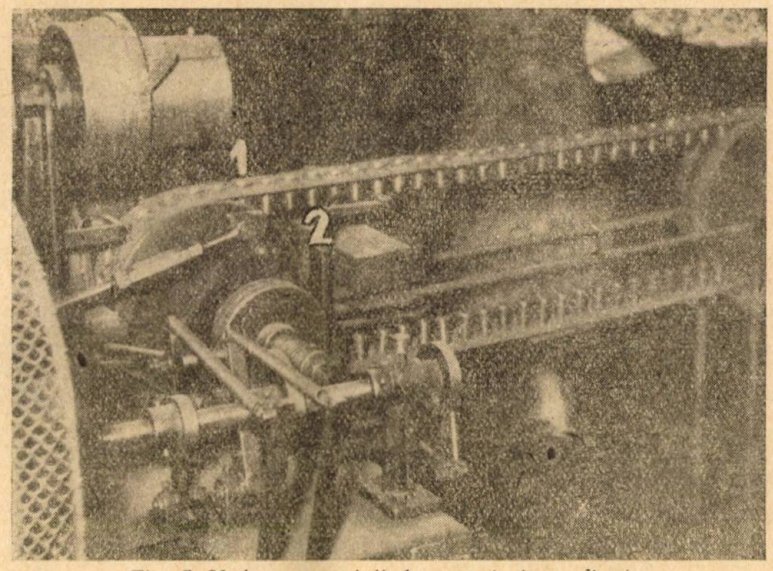


Fig. 5. Vedere a mașinii de capsat și parafinat.

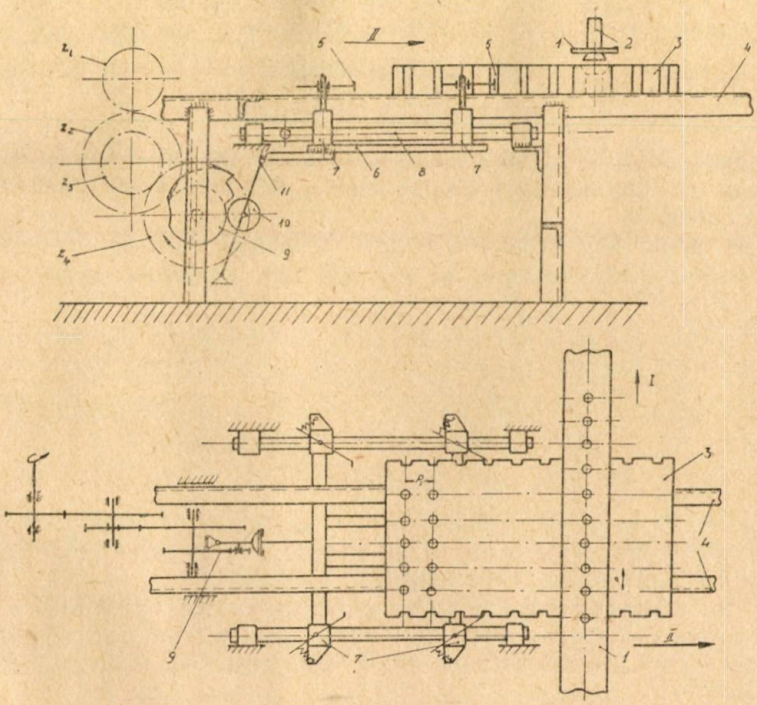


Fig. 6. Schema dispozitivului de introducere automată a păpușilor în sitele de lemn.

prag deplasarea cu încă o jumătate de pas, în dreptul axei benzii ajungînd din nou mijlocul distanței dintre două rînduri de găuri. La mișcarea camei în continuare se deplasează banda cu 5 pași și apoi se repetă ciclul. Cele două praguri ale camei sînt trasate pe o porțiune corespunzătoare unui unghi de 36 grade care corespunde timpului de staționare al benzii.

Pentru sincronizarea mișcării benzii cu a sitei mișcarea camei este comandată prin două perechi de roți dințate ce realizează un raport de transmisie de $^1/_5$ de la arborele care realizează antrenarea benzii.

Prin aplicarea celor două dispozitive de introducere a păpușilor în sitele de lemn și de aici în vasele de zinc se eliberează munca a 5 muncitori și anume în locul celor 5 muncitoare care introduc păpușile în vasele de zinc, rămîne una singură pentru alimentarea cu site și control, iar în locul celor două muncitoare care făceau aranjarea păpușilor în cutii, una singură care să facă alimentarea cu site a dispozitivului de la mașina de capsat.

Ținînd cont de faptul că se lucrează în două schimburi rezultă o economie de 96 000 lei anual.

Soluția de automatizare propusă a fost acceptată de intreprinderea „Electro Banat", care și-a fixat în consecință sarcina executării dispozitivelor.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПОСАДКИ БАБОК В ЦИНКОВЫЕ СОСУДЫ НА МАШИНЕ ДЛЯ СБОРКИ ЯЧЕЕК НА ТИМИШОРСКОЙ ФАБРИКЕ ЕЛБА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе дается решение автоматизации посадки бабок в цинковые сосуды на машине для сборки ячеек. Эта операция производилась ранньше вручную.

После ряда исследований были созданы приспособления заменяющие работу пяти человек во вредной для здоровья среде.

L'AUTOMATISATION DE LA MACHINE POUR ASSEMBLER LES CELLULES EN CE QUI CONCERNE L'INTRODUCTION DES POUPÉES DANS LES VASES DE ZINC, À L'ENTREPRISE „ELECTROBANAT" TIMIȘOARA

(RÉSUMÉ)

On présente la solution adoptée pour automatiser l'opération de l'introduction des poupées dans les vases de zinc à la machine pour assembler les cellules à l'entreprise „Electrobanat" Timișoara.

C'est pour la première fois qu'on a mécanisé cette opération.

Par suites des études effectuées on a construit un dispositif à l'aide duquel on remplace le travail de 5 ouvrières se trouvant dans un milieu nocif.

BIBLIOGRAFIE

1. A. N. Malov: *Alimentarea automată a mașinilor-unelte.* Editura Tehnică 1956.

UTILIZAREA UNUI AJUTAJ CLOPOT LA MĂSURAREA DEBITULUI

DE

GHEORGHIU V. şi STOICA GH.

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

INTRODUCERE

O problemă de bază în hidro şi aero-dinamica clasică a conductelor (ρ =const) este realizarea unui dispozitiv pentru determinarea debitului fluid, care să nu modifice prin turbionare, efecte termice sau de presiune, regimul normal al mişcării în tronsonul de măsură al conductei.

Aparatele curente de măsurare a debitului prin variaţia continuă sau discontinuă a secţiunii, măresc lungimea instalaţiei, iar metoda bazată pe exploatarea cîmpului vitezelor cere timp şi nu este suficient de precisă, cu deosebire în cazul conductelor necirculare.

In lucrarea de faţă, ne propunem să soluţionăm problema menţionată, prin dubla utilizare ajutajului clopot de la intrarea în conductă ca piesă cu profil hidrodinamic pentru evitarea vîrtejurilor şi ca dispozitiv de micşorare a secţiunii care — echipat cu un micromanometru diferenţial — permite determinarea debitului.

Valoarea practică a acestei soluţii este funcţie de etalonarea ajutajului în intervalul măsurărilor. Vom aduce o contribuţie în cercetarea experimentală a duzelor de intrare, urmărind şi determinarea semiteoretică a coeficientului de debit în funcţie de forma profilului şi structura suprafeţei interioare.

A. — LUCRAREA EXPERIMENTALĂ

1. *Montaj şi aparatură.* Schema staţiei experimentale e reprezentată în fig. 1. Rezervorul *A* alimentează cu aer conducta circulară *BCD*. Ajutajul la intrare *B* e montat în serie cu dispozitivul etalon *C* pentru măsurarea debitului, format din două diafragme cu orificii în perete subţire. Diafragmele cuplate, de construcţie specială, au fost dimensionate în conformitate cu normele sovietice [1] şi prezintă avantajul unui coeficient de debit constant, începînd cu valori relativ foarte mici ale numărului Re. Pierderile de sarcină la trecerea prin ajutaj şi sistemul diafragmelor au fost măsu-

rate cu micromanometrele compensatoare F și G, avînd clasa de precizie 0,02. Tabloul sinoptic al presiunilor măsurate în 8 puncte de-a lungul conductei — la prize speciale cu orificii de 0,5 mm — este redat de șirul E de piezometre. Umiditatea relativă a aerului s-a determinat cu un psihrometru H, montat în fața unei diuze a rezervorului A și prevăzut cu o cameră de amestec. Viteza de circulație pe lîngă termometrul umed a fost măsurată cu un tub Prandtl. Temperaturile au fost controlate la intrare și ieșire. Presiunea atmosferică s-a citit la un barometru cu mercur — pînă la 0,1 mb — făcîndu-se și reducerea la 0 °C a coloanei barometrice.

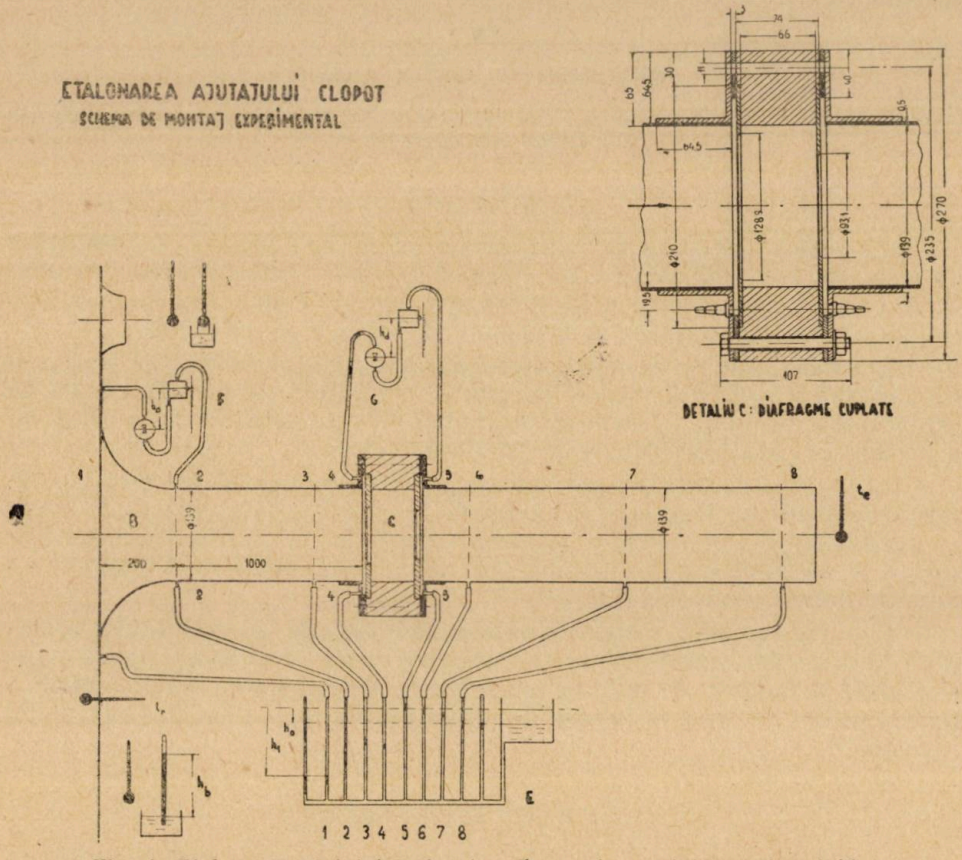


Fig. 1. Etalonarea ajutajului clopot; schema de montaj experimentală.

Dimensiunile necesare ale instalației și aparaturii se pot urmări în fig. 1.

2. *Măsurări și rezultate.* Lucrarea de etalonare s-a efectuat pe baza funcționării comparate a celor două aparate montate în serie: ajutajul de intrare și sistemul diafragmelor cuplate.

Mărimi obținute direct sau în urma unor corecții simple :

H [mm col. Hg] — presiunea absolută în tronsonul BC,
T [°K] $= 273 + t$ °C — temperatura absolută a aerului în conductă,
h_a [mm col apă] — pierderea de sarcină în ajutajul B,
h_d [mm col apă] — pierderea de sarcină în C,
t_{us} [°C] — temperatura la termometrul uscat al psihrometrului,
t_{um} [°C] — temperatura la termometrul umed al psihrometrului,
h_{us} [mm col Hg] — presiunea parțială a vaporilor saturanți la t_{us},
h_{um} [mm col Hg] — presiunea parțială a vaporilor saturanți la t_{um},
h_v [mm col Hg] — presiunea parțială a vaporilor saturanți la T,
v_φ [m/s] — viteza aerului în psihrometru,
h_b [mm col Hg] — presiunea atmosferică (col Hg redus la 0 °C),
η_s [kg $m^{-1}s^{-1}$] — coeficient dinamic de vîscozitate,
α_a, α_d — coeficienți de debit.

Mărimi determinate cu formule adaptate la condițiile și valorile de experimentare :

— umiditatea relativă

$$\varphi = \frac{h_{um} - A\,(t_{us} - t_{um})\,h_b}{h_{us}} \tag{1}$$

în care constanta psihrometrului :

$$A = 10^{-5}\left[65 - \frac{6{,}75}{v_\varphi}\right] \frac{1}{°C}$$

— greutatea specifică a aerului :

$$\gamma = \frac{10^4}{735{,}5\,R} \cdot \frac{H}{T} = 0{,}464\left[1 - 0{,}377\,\varphi\,\frac{h_v}{H}\right]\frac{H}{T}\ [kgm^{-3}] \tag{2}$$

— viteza medie la diametrul $D = 0{,}1392$ m al conductei :

$$v_D = 4{,}429\,m\alpha_d\sqrt{\frac{h_d}{\gamma}} = 1{,}468\,\frac{\sqrt{\gamma h_d}}{\gamma}\ [ms^{-1}] \tag{3}$$

unde $m\alpha_d = 0{,}3315$

— coeficientul de debit al ajutajului de intrare :

$$\alpha_a = m\alpha_d\sqrt{\frac{h_d}{h_a}} \tag{4}$$

— numărul Reynolds al regimului de curgere :

$$\mathrm{Re} = \frac{vD}{\nu} = \frac{4{,}429\,\alpha_d m\sqrt{\frac{h_d}{\gamma}}\,D}{\frac{\eta_s}{\gamma}} = 0{,}2044\,\frac{\sqrt{\gamma h_d}}{\eta_s}. \tag{5}$$

S-au făcut 62 de determinări complete pentru valori ale numărului Re de la 25 000 la 165 000. Redăm în tabela 1 principalele rezultate obţinute cu 12 încercări, efectuate în regim permanent.

Tabela 1

Etalonarea ajutajului

Nr.	Regim	H mmc Hg	t °C	φ %	γ kgm^{-3}	h_a mmc apă	h_d mmc apă	v_D m/s	α_{aj}	10^{-3}Re
1	1	757,3	27	63	1,163	21,56	191,7	18,85	0,988	165,9
2	10	755,6	27	63	1,161	16,51	147,8	16,57	0,992	145,6
3	14	754,3	28,5	66	1,152	14,53	129,9	15,59	0,991	135,6
4	22	753,9	27	63	1,158	11,42	102,6	13,82	0,994	121,2
5	27	752,9	27	63	1,157	8,55	76,6	11,95	0,992	104,6
6	33	750,2	27,3	66	1,151	6,62	58,90	10,50	0,989	91,5
7	38	749,7	27,4	66	1,150	5,14	46,21	9,30	0,994	81,0
8	44	749,2	27,5	66	1,149	3,76	33,62	7,94	0,991	69,0
9	47	748,9	27,5	66	1,148	2,72	24,58	6,80	0,997	59,0
10	51	750,6	27,5	63	1,152	2,07	19,30	6,01	1,012	52,4
11	60	749,5	27,5	71	1,149	0,78	7,81	3,83	1,048	33,3
12	68	750,1	28	63	1,149	0,40	4,49	2,90	1,110	25,2

Reprezentarea grafică a rezultatelor etalonării se poate urmări în fig. 2, în care s-a trasat şi diagrama valorilor medii α(Re). Ecuaţia acestei curbe, determinată cu o eroare limită $\Delta\alpha = 0{,}001$, este:

$$\alpha_a = 0{,}991 - \mathrm{Re}_1^{-1} + 102\,\mathrm{Re}_1^{-2} \qquad (6)$$

unde s-a luat $\mathrm{Re}_1 = 10^{-3}\mathrm{Re}$

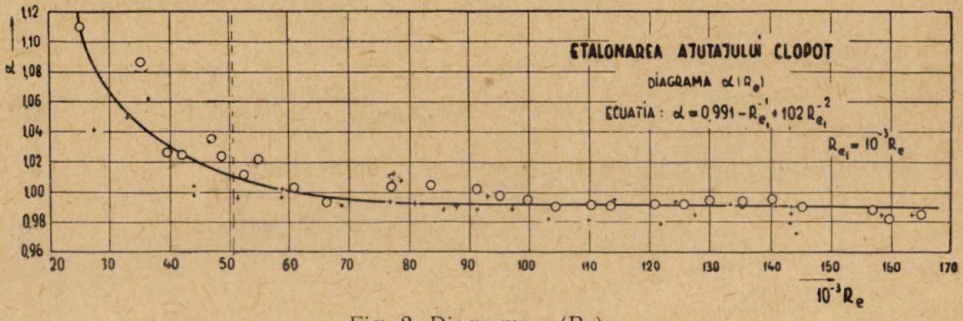


Fig. 2. Diagrama α (Re).

Din examinarea graficului se mai constată o dispersie considerabil mărită a punctelor măsurate în intervalul Re = 25 000—50 000. Se recomandă, deci, utilizarea ajutajului la măsurarea debitelor în al doilea interval Re = 50 000—170 000 în care evoluţia fenomenului este mai strîns conturată. În această ultimă parte a diagramei, eroarea medie pătratică a valorilor formulei empirice (6), calculată pe baza abaterilor a 50 puncte măsurate, este:

$$M = \sqrt{\frac{[v^2]}{n(n-1)}} = 10^{-3}\sqrt{\frac{2272}{50 \cdot 49}} \cong 0{,}001.$$

Considerînd eroarea limită $\Delta_{lim}=2M$, avem :

$$\alpha=\alpha_c\pm0{,}002 \tag{7}$$

unde α_c este valoarea calculată cu formula (6), pentru Re=50 000—200 000.

B. DETERMINAREA SEMITEORETICĂ A COEFICIENTULUI

Ecuaţia lui D. Bernoulli, aplicată în ipoteza regimului permanent vînei de fluid care trece prin ajutaj, se poate scrie :

$$p_r-p_a=\xi\,\frac{\rho_a}{2}\,v_a^2+\Delta p \tag{8}$$

unde Δp este pierderea de presiune, indicele (r) se referă la rezervor, iar (a), la secţiunea de măsură a diuzei.

Luînd coeficientul de corecţie $\xi\cong1$ şi divizînd cu γ_a, obţinem relaţia sarcinilor :

$$h_a=\frac{V^2}{2g}+\Delta h \tag{9}$$

în care am notat $v_a=v$ şi $\Delta p=$ pierderea de sarcină.

Ecuaţia (9) poate servi la determinarea vitezei şi deci a debitului în măsura în care cunoaştem pierderea Δh.

Ne propunem să calculăm pe Δh, pornind de la cunoscuta formulă a rezistenţei longitudinale în tuburi :

$$h_l=\lambda\,\frac{l}{D}\,\frac{v^2}{2g}$$

care, pentru un element cilindric, devine :

$$dh=\frac{\lambda}{2g}\,v^2\,\frac{dx}{D}=\frac{8}{\pi^2g}\lambda Q^2\,\frac{dx}{D^5} \tag{10}$$

la debitul constant Q şi diametrul D funcţie de x.

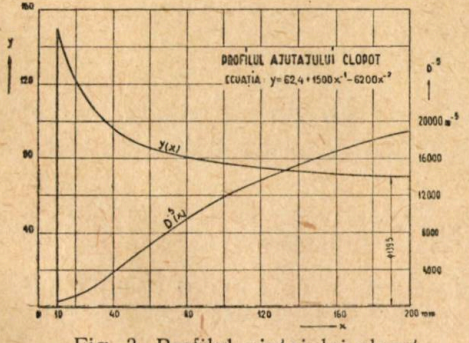


Fig. 3. Profilul ajutajului clopot.

Integrala pierderii de sarcină :

$$\Delta h=\frac{8}{\pi^2g}\lambda Q^2\int_{l_0}^{l}\frac{dx}{D^5} \tag{11}$$

se poate efectua în ipoteza cunoaşterii funcţiei $D(x)$ şi a coeficientului de rezistenţă λ al suprafeţei interioare.

Ajutajul încercat în prima parte a lucrării este executat din tablă prin ambutisare, avînd ecuaţia de profil :

$$y=62{,}4+1500x^{-1}-6200x^{-2}\ \text{mm} \tag{12}$$

valabilă în intervalul $x=(10—200)$ mm (fig. 3).

Cu această ecuaţie de profil, integrala (11) s-a efectuat pe cale numerică, aplicînd formula trapezelor pe 20 ordonate ale funcţiei $D^{-5}(x)$ şi la echidistanţa $\Delta x = 0{,}01$ m :

$$\int_{0{,}01}^{0{,}02} D^{-5}dx = 0{,}01\left[\frac{411}{2} + 1180 + \ldots + 18620 + \frac{18900}{2}\right] = 2124{,}6 \text{ m}^{-4} \qquad (13)$$

Controlul grafic al operaţiei se poate face folosind curba $D^{-5}(x)$, reprezentată în fig. 3.

Substituind rezultatul din (13) în (11), avem :

$$\Delta h = \frac{8 \cdot 2124{,}6}{\pi^2 g}\lambda Q^2 = 175{,}5\,\lambda Q^2 \text{ m} \qquad (14)$$

Pierderea se mai poate scrie :

$$\Delta h = \zeta\frac{v^2}{2g} = \zeta\frac{8}{\pi^2 g}\frac{Q^2}{D^4} = 175{,}5\,\lambda Q^2 = 175{,}5\,\lambda\frac{\pi^2 g}{8}D^4\left[\frac{8}{\pi^2 g}\frac{Q^2}{D^4}\right].$$

Deci ζ— coeficientul pierderilor de sarcină — are expresia :

$$\zeta = 175{,}5\frac{\pi^2 g}{8}D^2\lambda = 0{,}797\,\lambda = c\lambda \qquad (15)$$

unde $D = D_a = 0{,}1392$ m.

Coeficientul λ din această relaţie, poate fi calculat cu formula lui Biel [3], stabilită pentru gaze în condiţiile de rugozitate ale pereţilor ajutajului :

$$\lambda = 0{,}0716\,(D\,\mathrm{Re})^{-0{,}125} = 0{,}0915\,\mathrm{Re}^{-0{,}125}. \qquad (16)$$

Observăm că produsul :

$$D\,\mathrm{Re} = \frac{VD^2}{\nu} = \frac{4}{\pi\nu}Q$$

ceea ce justifică scoaterea coeficientului l_0 de sub semnul integral, în (11).

Valoarea finală a lui ζ ţinîndu-se seama de forma diuzei şi structura suprafeţei interioare, devine :

$$\zeta = 0{,}797\,\lambda = 0{,}797 \cdot 0{,}0915\,\mathrm{Re}^{-0{,}125} = 0{,}0729\,\mathrm{Re}^{-0{,}125}. \qquad (17)$$

Cu aceste rezultate, coeficientul de debit α — care în cazul studiat este egal cu coeficientul de viteză — se deduce din ecuaţia (9) şi se poate scrie :

$$\alpha = (1+\zeta)^{-\frac{1}{2}} = 1 - \frac{1}{2}\zeta + \frac{3}{8}\zeta^2 \ldots \qquad (18)$$

sau — aplicînd relaţiile (15) şi (17) :

$$\alpha \cong 1 - 0{,}398\lambda + 0{,}237\,\lambda^2 = 1 - 0{,}0365\,Re^{-0{,}125} + 0{,}002\,Re^{-0{,}25}. \qquad (19)$$

Să facem o comparaţie între valorile calculate cu formula (19) şi cele măsurate, ecuaţia (6) :

Tabela 2

Nr.	10^{-3} Re	$\alpha_{calculat}$	$\alpha_{măsurat}$	$\Delta\alpha$
1	30	0,9901	1,0709	—0,0808
2	40	0,9904	1,0298	—0,0394
3	50	0,9907	1,0118	—0,0211
4	75	0,9911	0,9958	—0,0047
5	100	0,9915	0,9912	+0,0003
6	125	0,9917	0,9895	+0,0022
7	150	0,9919	0,9889	+0,0030
8	175	0,9920	0,9886	+0,0034
9	200	0,9922	0,9885	+0,0037

Din examinarea tabelului 2 rezultă că abaterile valorilor calculate faţă de cele măsurate nu depăşesc limita $|\Delta\alpha| = 0{,}005$ sau 0,5% din α, în intervalul util de etalonare al diuzei : Re = 75 000—200 000.

Ipoteza frecării turbulente din tuburile cilindrice este deci acoperitoare pentru ajutaj, în domeniul numerelor Re mari. În cazul ajutajului apar însă aspecte fizice noi — cum ar fi vîrtejul de la intrare sau evoluţia stratului limită la eşire — şi în această direcţie ar trebui extinse cercetările, pentru a se explica funcţionarea nestabilă din zona numerelor Re mici sau sensul diferit de variaţie al valorilor α măsurate şi calculate [1].

CONCLUZII

1. Ajutajul de la intrare al standurilor de încercare în hidraulica conductelor poate fi utilizat pentru măsurarea debitelor, în bune condiţii de prcizie şi de funcţionare a întregii instalaţii. Intervalul de lucru al ajutajului, precum şi valorile coeficientului de debit se determină pe baza unei lucrări de etalonare.

2. În domeniul numerelor Re mari, valabilitatea ipotezelor frecării turbulente din tuburile cilindrice în cazul ajutajelor, permite stabilirea unei metode semiteoretice de calcul a coeficientului de debit, în funcţie de forma profilului şi structura suprafeţei interioare.

3. Există posibilitatea unor noi contribuţii în problema mişcării fluidelor prin ajutaje, pe baza unor încercări în aer şi apă, care să ducă la o mai bună cunoaştere fizică şi cantitativă a fenomenului de curgere.

ПРИМЕНЕНИЕ КОЛОКОЛООБРАЗНОГО СОПЛА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ РАСХОДА.

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматриваются условия работы сопла, помещенного у входа в стэнды, служащие для изучения гидродинамики и аэродинамики труб. Анализируется и выполняется тарирование в воздухе сопла данного профиля и излагается полутеоретический метод расчета коэффициента расхода, исходя из формы профиля и структуры внутренней поверхности.

L'UTILISATION D'UN AJUTAGE PROFILÉ POUR MESURER LE DÉBIT

(RÉSUMÉ)

On étudie les conditions de fonctionnement de l'ajutage à l'entrée dans la station d'essai des conduits hydro et aérodynamiques. On analyse et on fait l'étalonnement d'un ajutage au profil connu et on développe une méthode sémithéorique de calcul du coefficient de débit ; on se base sur la connaissance de la forme du profil et de la structure de la surface intérieure.

BIBLIOGRAFIE

1. B. Eck: *Technische Strömungslehre*, Springer 1958, Berlin.
2. A. N. Morozov şi M. I. Serman: *Rasciot drosselnih ustroistv*, Metalurghizdat, 1953, Moscova.
3. H. Richter: *Rohrhydraulik*, Springer, 1934, Berlin.
4. H. Schlichting: *Grenzschicht-Theorie*, Braun, 1951, Karlsruhe.
5. N. S. Sorokin: *Ventilaţia, umidificarea şi încălzirea în fabricile textile*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1956.

ASUPRA MODULATOARELOR DE CURENT ELECTROMECANICE PENTRU SUDARE (I)

DE

OVIDIU CENTEA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Îmbinările executate la mașinile de sudat prin cusătură alimentate cu tensiune constantă prezintă în unele cazuri anumite defecțiuni. Variații mici în tensiunea de alimentare (de exemplu 5%) duc la cusături de calitate slabă. In afară de aceasta, tablele se încălzesc pe toată grosimea lor și pe toată lungimea cusăturii din cauza dezvoltării continue de căldură, ceea ce poate duce la arderea materialului tablelor. In fine, un alt dezavantaj al mașinilor alimentate cu tensiune constantă este acela că curentul de șuntare crește cu deplasarea rolelor de-a lungul cusăturii, ceea ce duce fie la curent prea mic spre sfîrșitul cusăturii, fie la arderea tablelor la începutul cusăturii unde întreg curentul este util.

Realizarea unor cusături de bună calitate la tablele de aluminiu sau tablele de oțel cu grosime mai mare de $2\times0{,}75$ mm sau la aliaje sensibile ca oțelurile inoxidabile este posibilă numai dacă se lucrează cu intermitență sau dacă tensiunea de alimentare se modulează [1]. In aceste cazuri cusătura este formată din puncte așezate la distanțe corespunzătoare momentelor în care curentul este diferit de zero (intermitență) sau are amplitudine maximă (modulare). La o iuțeală de înaintare convenabilă, punctele de sudură sînt aproape suprapuse, ceea ce asigură etanșeitatea cusăturii. Arderea metalului este evitată prin intercalarea porțiunilor mai reci corespunzătoare pauzelor de curent, respectiv minimelor de putere. Tot odată se reduce micșorarea curentului util în timpul efectuării cusăturii.

Literatura ([1], [2], [3], [4]) prezintă date foarte puține privitoare la funcționarea mașinilor care permit obținerea tensiunii modulate — modulatoarele electromecanice. Din acest motiv în cele ce urmează se studiază modulatorul electromecanic în derivație, care alături de modulatoarele electronice și ionice este cel mai adesea utilizat.

2. Schema electrică a unei mașini de sudat în cusătură cu modulator de curent în derivație este reprezentată în fig. 1 *a*. Modulatorul *M* este o mașină în al cărei stator se găsește o înfășurare monofazată caracterizată

prin rezistența R_2 și inductivitatea totală L_{22} (fig. 1 *b*); rotorul modulatorului posedă de asemenea o înfășurare monofazată, cu capetele la inele.

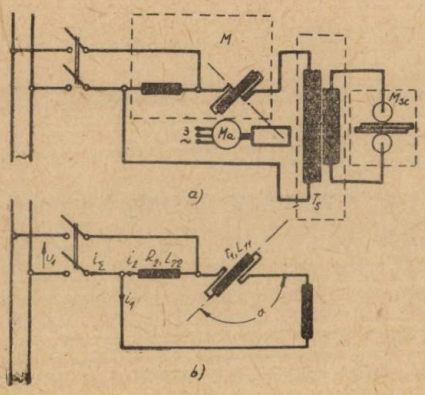


Fig. 1.

Înfășurarea rotorică are o rezistență r_1 și o inductivitate totală L_{11}; între înfășurările statorică (*2*) și rotorică (*1*) există inductivitatea mutuală l_{12}, variabilă cu unghiul α dintre axele celor două înfășurări după relația

$$l_{12} = L_{12} \cdot \cos \alpha, \qquad (1)$$

L_{12} fiind valoarea maximă a inductivității mutuale l_{12}. Unghiul α este variabil în timp după relația

$$\alpha = \Omega t \qquad (2)$$

Ω fiind iuțeala unghiulară a rotorului modulatorului; rotorul este rotit cu ajutorul unui motor de antrenare M_a.

Înfășurarea statorică este alimentată de la tensiunea alternativă sinusoidală

$$u_1 = U_{1m} \cdot \sin \omega t, \qquad (3)$$

$\omega = 2\pi f$ fiind pulsația tensiunii de alimentare (f — frecvența ei).

De la aceeași tensiune u_1 se alimentează înfășurarea rotorică a modulatorului în serie cu înfășurarea primară a transformatorului de sudare T_s. Secundarul lui T_s alimentează rolele mașinii de sudat în cusătură *Msc*.

Circuitul de sarcină a modulatorului prezintă o rezistență și o inductivitate care raportate la circuitul (*1*) al modulatorului au valorile R_s respectiv L_s.

Studiul exact al fenomenelor care au loc în modulator este extrem de greoi, prezentînd dificultăți mari de natură matematică. De aceea în cele ce urmează se vor face unele simplificări și aproximații care vor ușura mult calculele, permițînd totuși aprecierea calitativă și cantitativă suficient de exactă a fenomenelor. Aceste simplificări sînt următoarele:

2a. Se consideră fierul mașinii nesaturat chiar la valorile maxime ale inducțiilor care au loc.

2b. Se ține seama de existența fierului mașinii prin mărirea corespunzătoare a întrefierului.

2c. Se neglijează pierderile mecanice și cele în fierul modulatorului.

2d. Ținînd seama de faptul că $r_1 \ll \omega L_{11}$ și $R_2 \ll \omega L_{22}$, neglijează rezistențele înfășurărilor modulatorului.

2e. Se neglijează R_s față de ωL_s, ținînd seama de faptul că conform [1] factorul de putere al mașinilor de sudat în cusătură este relativ scăzut (0,3÷0,6).

2f. se consideră frecvența de modulare mult mai mică decît frecvența tensiunii de alimentare, adică

$$\Omega \ll \omega.$$

Conform [1] frecvența de modulare variază între 5—10 Hz, deci 10—20% față de frecvența de alimentare (dacă $f=50$ Hz).

Cu aceste aproximări schema echivalentă din fig. 1 *b* ia forma simplificată din fig. 2.

3. Variația curenților i_1 **și** i_2. Ecuațiile t.e.m. în circuitele *1* și *2* sînt :

$$\begin{aligned} u_1 &\cong (L_{11}+L_s)i_1'+l_{21}i_2' \\ u_1 &\cong \quad l_{12}i_1'+L_{22}i_2' \end{aligned} \qquad (5)$$

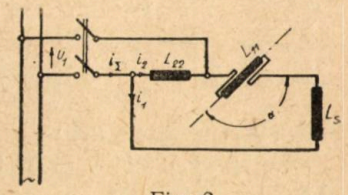


Fig. 2.

unde s-au neglijat t.e.m. induse prin variația inductivității mutuale $l_{12}(l_{12}'=l_{21}'\cong 0)$, conform condiției (4); semnul (') înseamnă derivată în raport cu timpul. Efectuînd calculele se obține

$$i_1'=\frac{L_2-l_{12}}{L_1L_2-l_{12}^2}U_{1m}\cdot\sin\omega t$$

unde s-a notat pentru prescurtare $L_1=L_{11}+L_s$ și $L_2=L_{22}$. Ținînd seama de condiția (4) se obține

$$\left.\begin{aligned} i_1 &= \int i_1'\cdot dt=\frac{L_2-L_{12}\cdot\cos^2\alpha}{L_1L_2-L_{12}^2\cos\alpha}U_{1m}\int\sin\omega t\cdot dt= \\ &= -\frac{1}{\omega}\frac{L_2-L_{12}\cdot\cos\alpha}{L_1L_2-L_{12}^2\cos^2\alpha}U_{1m}\cos\omega t \\ \text{și analog}\quad i_2 &= -\frac{1}{\omega}\frac{L_1-L_{12}\cos\alpha}{L_1L_2-L_{12}^2\cos^2\alpha}U_{1m}\cos\omega t \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

Reactanța echivalentă a circuitului 1 este

$$\left.\begin{aligned} \omega L_{e1} &= \frac{U_{1m}}{i_{1max}}=\omega\frac{L_1L_2-L_{12}^2\cos^2\alpha}{L_2-L_{12}\cdot\cos\alpha}=\frac{1-k_c^2\cos^2\alpha}{1-k_2\cdot\cos\alpha}\omega L_1 \\ \text{iar pentru circuitul 2}\quad \omega L_{e2} &= \frac{U_{1m}}{i_{2max}}=\frac{1-k_c^2\cos^2\alpha}{1-k_1\cdot\cos\alpha}\omega L_2. \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

In relațiile (7) s-a notat

$$k_1=L_{12}/L_1=L_{12}/(L_{11}+L_s),\ k_2=L_{12}/L_{22},\ k_c^2=k_1\cdot k_2, \qquad (8)$$

k_c^2 fiind factorul de cuplaj.

Notînd

$$I_{1m}=\frac{U_{1m}}{\omega L_1},\quad I_{2m}=\frac{U_{1m}}{\omega L_2}, \tag{9}$$

se urmăreşte variaţia funcţiilor

$$\zeta_{e1}=\frac{\omega L_{e1}}{\omega L_1}=\frac{1-k_c^2\cos^2\alpha}{1-k_2\cdot\cos\alpha}=f(\alpha)\quad \text{şi}\quad y_1=\frac{i_{1max}}{I_{1m}}=\frac{1}{\zeta_{e1}}=f(\alpha) \tag{10}$$

$$\zeta_{e2}=\frac{\omega L_{e2}}{\omega L_2}=\frac{1-k_c^2\cos^2\alpha}{1-k_1\cdot\cos\alpha}=f(\alpha)\quad \text{şi}\quad y_2=\frac{i_{2max}}{I_{2m}}=\frac{1}{\zeta_{e2}}=f(\alpha) \tag{11}$$

în următoarele cazuri :

3a. $k_1(k_2)>1>k_2(k_1)$. În fig. 3 sînt reprezentate curbele $\zeta_{e1}(\zeta_{e2})=f(\alpha)$ şi $y_1(y_2)=f(\alpha)$, cu

$$\alpha_1=\arccos\frac{1-\sqrt{1-\frac{k_2(k_1)}{k_1(k_2)}}}{k_2(k_1)},$$

iar curbele din fig. 4 reprezintă funcţiunile $\zeta_{e2}(\zeta_{e1})=f(\alpha)$ şi $y_2(y_1)=f(\alpha)$, cu $\alpha_2=\arccos 1/k_1(k_2)$.

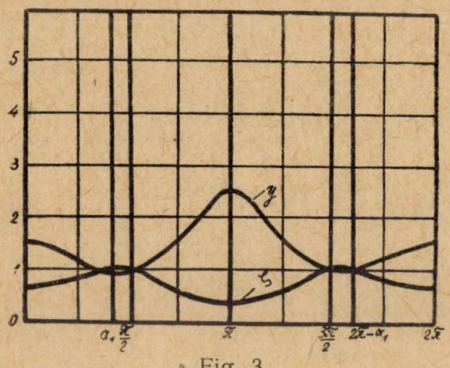


Fig. 3.

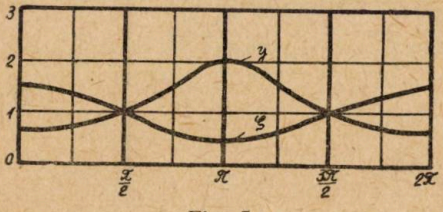


Fig. 5.

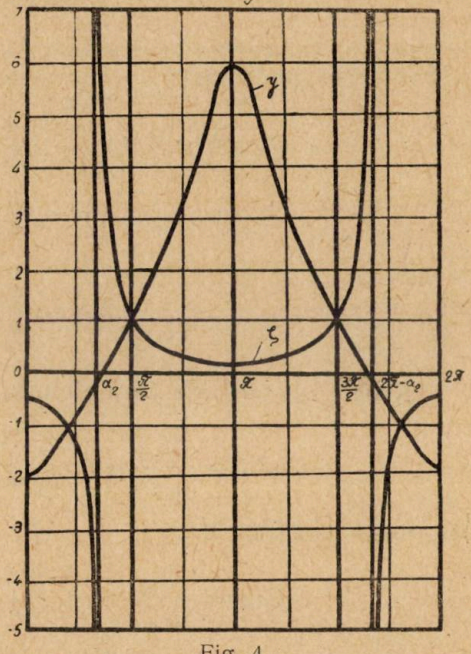


Fig. 4.

Faptul că $y_2(y_1)$ obţine valori negative pentru $-\alpha_2<\alpha<\alpha_2$ înseamnă că în acest interval circuitul statoric (rotoric) debitează pe reţea o putere pe care o absoarbe din circuitul rotoric (statoric).

3b. $1>k_1(k_2)>\frac{1}{2-k_2(k_1)}>k_2(k_1)$. Curbele $\zeta_{e1}(\zeta_{e2})=f(\alpha)$ şi $y_1(y_2)=f(\alpha)$, asemănătoare, sînt reprezentate în fig. 5.

3c. $1>\frac{1}{2-k_2(k_1)}>k_1(k_2)>k_2(k_1)$. Curbele $\zeta_{e1}(\zeta_{e2})=f(\alpha)$ şi $y_1(y_2)=f(\alpha)$ sînt reprezentate ca alură în fig. 3 iar curbele $\zeta_{e2}(\zeta_{e1})=f(\alpha)$ şi $y_2(y_1)=f(\alpha)$ sînt reprezentate ca alură în fig. 5.

După cum se observă în toate cazurile studiate amplitudinea curentului de sarcină relativ y_1 cunoaşte o valoare maximă pentru $\alpha=\pi$ şi două minime în apropierea valorii $\alpha=0$, minime care în unele cazuri coincid într-un singur minim corespunzător valori $\alpha=0$. Se va considera drept adîncime de modulaţie a curentului de sarcină expresia

$$g_1=\frac{\frac{y_1(\pi)-y_1(0)}{2}}{\frac{y_1(\pi)+y_1(0)}{2}}=k_2=\frac{L_{12}}{L_{22}}\cong\frac{w_1}{w_2} \tag{12}$$

unde $w_1(w_2)$ reprezintă numărul de spire active (numărul real de spire înmulţit cu factorul de înfăşurare) ale înfăşurării rotorice (statorice).

Expresia (12) pentru adîncimea de modulaţie este acoperitoare; dacă g_1 calculat cu relaţia (12) rezultă sub o anumită valoare, există siguranţa că în timpul unei rotaţii complete ale rotorului modulatorului nu se va produce decît un singur punct de sudură, chiar dacă funcţionarea modulatorului are loc într-un regim de felul 3*a*., adică chiar dacă în timpul unei rotaţii y_1 cunoaşte două maxime, corespunzătoare lui $\alpha=\pi$ şi $\alpha=0$.

Analog adîncimea de modulaţie pentru curentul statoric este

$$g_2=k_1=L_{12}/L_1=L_{12}/(L_{11}+L_s). \tag{13}$$

4. Variaţia în timp a curentului luat de la reţea, i_Σ. Ţinînd seama de relaţia (6) şi următoarele, după calcule simple se obţine

$$i_\Sigma=i_1+i_2=-I_m\frac{1-k_z\cdot\cos\alpha}{1-k_c^2\cos^2\alpha}\cos\omega t, \tag{14}$$

unde s-a notat

$$I_m=\frac{U_1}{\omega L_e},\quad \omega L_e=\frac{\omega^2L_1L_2}{\omega(L_1+L_2)},\quad k_z=\frac{2k_c^2}{k_1+k_2}. \tag{15}$$

Interesează în primul rînd adîncimea de modulaţie a curentului total absorbit de la reţea, care este dată de o relaţie asemănătoare cu (12); rezultă

$$g_\Sigma=k_z=2k_c^2/(k_1+k_2)=2k_1k_2/(k_1+k_2). \tag{16}$$

Din relaţia (16) rezultă că la $k_2=g_1$ dat, g_Σ este cu atît mai redus cu cît k_1 este mai mic. Relaţia (8) arată că este avantajos din acest punct de vedere ca inductivitatea sarcinii să fie cît mai mare în raport cu inductivităţile din modulator.

5. Variaţia cuplului la arborele modulatorului. Ţinînd seama de expresia cuplului necesar rotirii rotorului unei maşini electrice cu iuţeala unghiulară Ω

$$m=\frac{1}{\Omega}i_1\cdot i_2\frac{dl_{12}}{dt} \tag{17}$$

şi înlocuind (1), (2) şi (6) în (17), rezultă pentru modulator

$$m=\frac{1}{\Omega}\frac{1}{\omega^2}\frac{(L_1-L_{12}\cos\alpha)(L_2-L_{12}\cos\alpha)}{L_1L_2-L_{12}^2\cdot\cos^2\alpha}U_{1m}^2\cos^2\omega t\frac{d}{dt}(L_{12}\cos\Omega t)$$

sau păstrînd numai componenta continuă a momentului şi efectuînd calcule simple

$$M=\frac{1}{2}L_{12}I_{1m}I_{2m}\frac{(1-k_1\cos\alpha)(1-k_2\cos\alpha)\sin\alpha}{(1-k_c^2\cdot\cos^2\alpha)^2}. \tag{18}$$

Se observă că

$$M(\alpha)=-M(-\alpha) \tag{19}$$

prin urmare — făcînd abstracţie de pierderi — curba cuplului este periodică, cu perioada 2π; în intervalul $0<\alpha<\pi$ cuplul are un anumit sens, ar în intervalul $\pi<\alpha<2\pi$ cuplul are sens contrar, aşa că valoarea sa mijlocie pe o rotaţie întreagă a rotorului este nulă.

Studiul analitic al curbei cuplului este deosebit de complicat. De aceea pentru cazuri date (parametrii modulatorului şi ai instalaţiei de sudat în cusătură cunoscuţi), curba $M=f(\alpha)$ se poate trasa prin puncte şi deci acţionarea modulatorului se poate dimensiona prin metodele cunoscute.

ОБ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ МОДУЛЯТОРАХ СВАРОЧНОГО ТОКА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе рассматриваются явления имеющие место в электромеханических модуляторах тока.

Выводятся и рассматриваются выражения токов в обмотках, суммарную тока взятого из сети и момента модуляторного вала.

Приводятся также выражения некоторых величин необходимых для проектирования и эксплуатации этих модуляторов.

SUR LES MODULATEURS DE COURANT ÉLECTROMÉCANIQUES POUR SOUDAGE (I)

(RÉSUMÉ)

On étudie les phénomènes qui ont lieu dans le modulateur de courant électromécanique en dérivation. On déduit et on étudie les expressions des courants par les enroulements, du courant total absorbé du réseau et du moment à l'arbre du modulateur.

On déduit les expressions pour certaines grandeurs importantes concernant le projet et l'exploitation de ce type de modulateur.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Mikloşi, C. Teodorescu: *Procedeele industriale de sudură*, Bucureşti 1936.
2. D. S. Balcoveţ, B. D. Orlov, P. L. Ciuloşnicov: *Tocecinaia i rolicovaia svarca speţialnih stalei i splavov*, Oboronghiz, 1957.
3. N. Ia. Cocianovschi: *Maşini dlia contactnoi electrosvarki*, Gosenergoizdat, 1954.
4. A. S. Gheliman: *Contactnaia electrosvarca*, Maşghiz 1949.

CONTRIBUȚII LA CONSTRUCȚIA UNOR MICROSONDE

DE

M. POPOVICIU, V. LAVRINENCO

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Măsurarea corectă a vitezei curentului fluid în interiorul mașinilor hidraulice pretinde ca instrumentul de măsură să nu producă curgerii o perturbare pronunțată.

In cazul măsurării vitezei cu o sondă tip Prandtl și ținînd seama în calculul erorilor numai de coeficientul de obstrucție, putem scrie ecuația de continuitate, înainte și după perturbare

$$Q = vA = (v + \Delta v)(A - \Delta A) \tag{1}$$

$$\varepsilon_v = \frac{\Delta v}{v} = \frac{\Delta A}{A - \Delta A}$$

$$\frac{\Delta A}{A} = \frac{\varepsilon_v}{1 + \varepsilon_v}. \tag{2}$$

Dacă dorim ca eroarea în determinarea vitezei să fie $\varepsilon_v \leq 2\%$ trebuie ca

$$\varepsilon_A{}^0/_0 = \frac{\Delta A}{A} 100 = \frac{\varepsilon_v}{1 + \varepsilon_v} 100 = \frac{0{,}02}{1{,}02} 100 = 1{,}96078^0/_0.$$

Deci secțiunea instrumentului de măsură trebuie să fie maximum 1,96078% din secțiunea de măsură.

Rezultă de aici că pentru măsurarea vitezei în diferite organe ale machetelor turbinelor hidraulice (camere spirale, tuburi de aspirație, etc.), ale pompelor și ventilatoarelor de dimensiuni reduse, trebuiesc utilizate tuburi Prandtl de diametrii foarte mici.

Principiile fundamentale care stau la baza măsurării sarcinei dinamice cu un asemenea instrument sînt cuprinse în ecuația lui Bernoulli, care în acest caz devine [1]

$$p_{st} = \frac{\rho}{2} v^2 = p_{tot}$$

unde

p_{st} — este presiunea statică,

v — viteza în punctul considerat, fără a ţine cont de prezenţa sondei,

p_{tot} — este presiunea în punctul de viteză nulă.

Deci sarcina viteză este

$$\frac{v^2}{2g} = \frac{p_{tot} - p_{st}}{\gamma} \tag{3}$$

Intrucît presiunea statică măsurată diferă de presiunea curentului neperturbat relaţia (3) se corectează şi devine

$$K\frac{v^2}{2g} = \frac{p_{tot} - p_{st}}{\gamma} \tag{4}$$

Forma optimă a tubului Prandtl se obţine materializînd linia de scurgere $\psi = 0$, rezultată din suprapunerea unei mişcări axial simetrice peste o sursă [2].

Realizarea unui asemenea profil implică dificultăţi. De aceea la majoritatea construcţiilor a fost înlocuit acest profil cu altele mai simple, înlocuire condiţionată însă de următoarele criterii :

1. Redarea presiunii reale independent de energia şi starea curentului.
2. Neapariţia unor perturbaţii esenţiale şi nestaţionare în cîmpul studiat.
3. Insensibilitatea tubului la deviaţii mari ale axului său faţă de direcţia principală a curentului.

Dacă se urmăreşte realizarea unor tuburi de dimensiuni reduse, construirea suprafeţei frontale a sondei, chiar de o formă mai simplă (sferică sau tronconică) prezintă dificultăţi.

Din această cauză ne-am propus să examinăm comportarea unei microsonde la care suprafaţa frontală nu este profilată.

O a doua dificultate în construirea microsondelor o constituie executarea şi montarea tubului interior pentru conducerea presiunii totale.

Din această cauză am renunţat la construirea unor microsonde la care tubul pentru presiunea totală să fie concentric tubului de presiune statică şi am plasat tubul de presiune dinamică la partea inferioară a tubului de presiune statică.

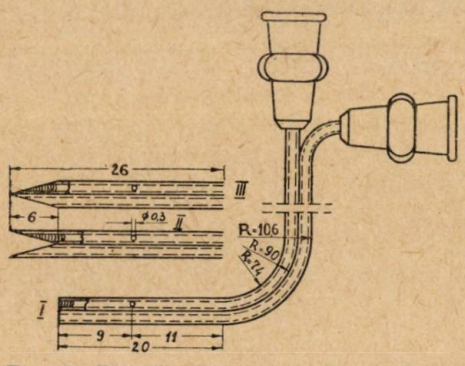


Fig. 1. Tipurile de microsonde studiate.

Pentru confecţionarea microsondelor au fost utilizate canule de puncţie de formă cilindrică avînd diametrul de 1,6 mm şi lungimea totală 150 mm.

Canulele din comerţ au vîrful teşit. Au fost construite două microsonde la care a fost păstrată teşitura şi o microsondă la care s-a eliminat teşitura (fig. 1).

Executarea unor asemenea microsonde este exterm de simplă împunînd un minim de operații.

Determinarea caracteristicilor funcționale ale tuburilor a fost făcută în tunelul aerodinamic din laboratorul de Mașini hidraulice a Institutului Politehnic Timișoara, unde dispunem de o vînă liberă de aer de diametru $D=400$ mm lungime $L=660$ mm și viteza 0—42 m/sec. Variația vitezei a fost obținută prin variația turației motorului electric ce antrenează ventilatorul tunelului aerodinamic.

Anterior încercării celor trei microsonde a fost făcută determinarea legăturii dintre viteza curentului în axul vînei de aer și diferența de presiune dintre intrarea și ieșirea din confuzorul tunelului aerodinamic.

Pentru determinarea cît mai exactă a acestei legături au fost făcute măsurători succesive cu 6 sonde de tip Prandtl cu cap sferic avînd caracteristici cunoscute.

A fost determinat raportul între viteza reală și viteza citită cu microsonda pentru o gamă întreagă de valori ale vitezei citite cu microsonda.

Rezultatele măsurătorile sînt date în fig. 2.

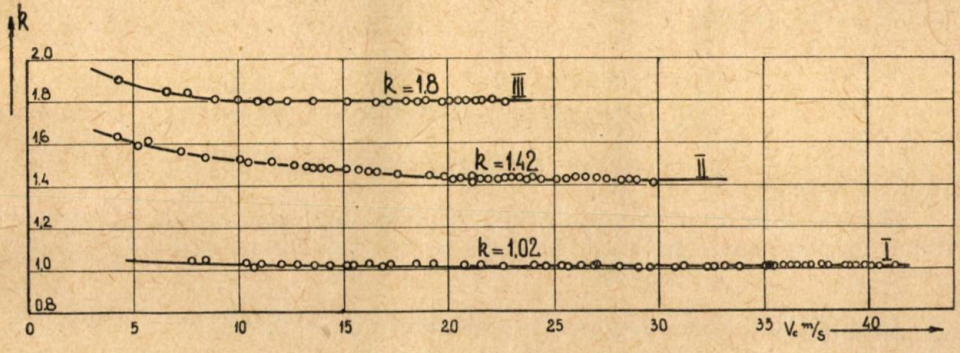


Fig. 2. Variația coeficientului K pentru cele 3 tuburi la $\varepsilon=0°$.

A fost determinată de asemenea și sensibilitatea sondelor în cazul deviației axului față de direcția curentului. Microsonda I își păstrează pînă la 10° valoarea coeficientului absolut constantă, pentru orice valoare a vitezei.

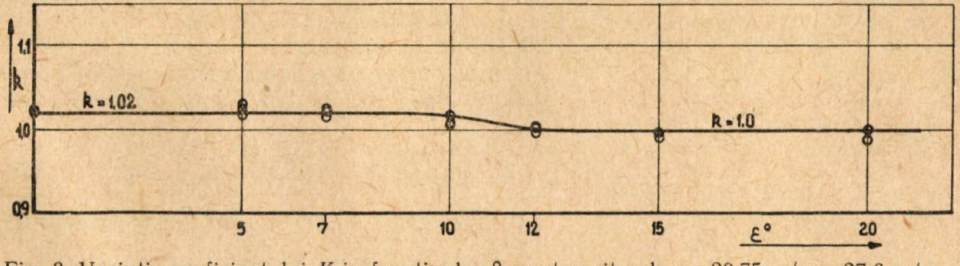


Fig. 3. Variația coeficientului K în funcție de $\varepsilon°$ pentru vitezele $v=20{,}75$ m/sec, 27,6 m/sec, 29,8 m/sec, 33,1 m/sec, 35,2 m/sec, 38,6 m/sec, 40,10 m/sec, 40,40 m/sec.

Microsondele II şi III sînt mult mai sensibile, la amîndouă coeficientul k rămîne constant numai pînă la 3°. De aici valoarea se abate şi diferenţele sînt cu atît mai mari, cu cît vitezele sînt mai mari.

Eroarea medie relativă, făcută la determinări, a fost de $\varepsilon_k = 0{,}57\%$.

În concluzie, se recomandă sonda I în cazul în care se cere determinarea mărimii vitezei curentului.

КОНСТРУКЦИЯ И ПРИМЕНЕНИЕ ТРЕХ ТИПОВ МИКРОТРУБОК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучаются данные для конструкции трех типов микротрубок, изготовленных из медицинских игл и служащих для измерения скоростей потоков. Коэффициент $k = \frac{\frac{p_{tot} - p_{st}}{\gamma}}{\frac{v^2}{2g}}$ очень близок к единице для микротрубки с ровными краями. Результаты полученные при тарировании этой микротрубки мало чувствительны к отклонениям оси трубки к оси направления потока.

CONTRIBUTIONS À LA CONSTRUCTION DE CERTAINES MICROSONDES

(RÉSUMÉ)

On étudie la construction des microsondes confectionées de canules de ponction, pour mesurer la vitesse dans les courants fluides.

Le coeficient $k = \frac{\frac{p_{tot} - p_{st}}{\gamma}}{\frac{v^2}{2g}}$ a la valeur la plus rapprochée de 1 pour la microsonde à bordure droite. Les résultats obtenus à l'aide de cette sonde sont moins influencés par la déviation de l'axe par rapport à la direction du courant.

BIBLIOGRAFIE

1. Schiller: Handbuch der experimental physik. Hidro- und aerodinamik. 1. Teil. Akademische Verlagsgesellschaft M.B.H. Leipzig.
2. I. Anton, V. Anton şi I. Preda: Studiul critic asupra unor aparate pentru măsurat viteza curentului în apă. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic, Timişoara, 1957.
3. V. Gheorghiu şi V. Anton: Cercetări asupra rezistenţei hidraulice la o conductă de secţiune pătrată. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic, Timişoara, 1958.
4. M. F. Bromlei şi V. V. Cucieruc: Tehniceskie ispîtania ventilaţionîh ustanovok. Moskva 1952.
5. I. L. Povh: Modelirovanie ghidravliceskih turbin v vozduşnîh potokah, Gasenergoizdat, 1955.

CONTRIBUȚIE LA SCHIMBUL DE CĂLDURĂ ȘI MASA ÎN SISTEME ETEROGENE

DE

N. BOBOESCU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Pînă în prezent problema schimbului de căldură între două fluide era tratată independent de schimbul de masă ceea ce constituie o eroare principală, avînd în vedere că cele două medii se găsesc în mișcare relativă și că simultan cu existența unui schimb de căldură, datorită diferenței de temperaturi, va exista un schimb de substanță, datorită diferenței de presiuni. Aceste două fenomene coexistă și se intercondiționează după legi complicate, care în multe cazuri practice privind studiul proceselor tehnologice care se aplică în industrie, sau studiul proceselor fizice și fizico-chimice se cer să fie cunoscute cel puțin în forma relațiilor aproximative.

Se știe că schimbul de substanță modifică legile schimbului de căldură prin convecție, după cum și schimbul de căldură are influența asupra trecerii de substanță.

Dacă de exemplu, aerul nesaturat cu vapori de apă, spală o suprafață de apă, între aer și apă se va produce un schimb de substanță datorit diferenței de presiuni a vaporilor, chiar dacă între cele două medii nu există diferență de temperatură. Această trecere de substanță (evaporare) va produce scăderea temperaturii apei și bine înțeles a aerului învecinat prin consumarea căldurii de evaporare, putîndu-se în anumite condiții, creia diferențe de temperatură. În acest caz va apare și un schimb de căldură. Dacă se pune în contact aer saturat cu vapori, cu suprafața apei la o temperatură mai ridicată, în primul moment va exista numai schimb de căldură datorită diferenței de potențional termic și nu va exista schimb de substanță, neexistînd diferență de presiuni a vaporilor. În următorul moment însă, aerul ridicîndu-și temperatura, prin căldura primită de la apă își mărește capacitatea de-a absorbi vapori de apă, devenind în stare de a primi încă o cantitate de substanță, va apare deci fenomenul de schimb de substanță.

Influența cantitativă și calitativă a fluxului transversal al substanței asupra condițiilor hidrodinamice, condițiilor termice și asupra stabilității regimului de lucru al celor două fluide care se găsesc în mișcare relativă,

este un studiu foarte complex şi complicat. Dacă se consideră că mediul în care au loc procesele de trecere este un amestec gazos de vapori şi aer, care se mişcă în raport cu suprafaţa de separare a fazelor, influenţa calitativă şi cantitativă a unuia din procesele simultane asupra celuilalt, poate fi stabilit prin rezolvarea unui sistem de ecuaţii corespunzătoare a stratului limită.

Dacă soluţiile sînt complicate şi reclamă multă atenţie în ce priveşte stabilirea condiţiilor limită şi a domeniului de aplicabilitate pentru scurgerea laminară, apoi pentru scurgerea turbulentă, mai des întîlnită în practică, un astfel de studiu nu putem face încă, din cauza insuficienţei cunoştinţelor noastre despre mecanismul trecerii turbulente, mai ales cînd avem de a face cu cîmpuri neuniforme de temperaturi şi concentraţii. În acest caz cînd peste scurgerea bicomponentă a mediului, îndreptată de-a lungul suprafeţei de separarea fazelor, se suprapune încă un flux transversal de substanţă, normal la suprafaţa de separare, singura metodă de cercetare rămîne experimentarea.

Influenţa schimbului de masă asupra schimbului de căldură se determină în principiu prin aceea, că fluxul de substanţă transversal provoacă schimbarea grosimii stratului limită termic şi hidrodinamic precum şi cîmpul longitudinal de viteze al fluxului transversal de substanţă, acesta poate produce o schimbare calitativă a mecanismului trecerii.

Pînă în prezent despre influenţa fluxului de căldură asupra fluxului de substanţă se cunoaşte numai că determină valorile locale a parametrilor fizici ai mediului ca vîscozitatea mediului şi coeficienţii de difuzie.

METODA DE CERCETARE

Studiul asupra schimbului de căldură şi substanţă a fost făcut cu ajutorul teoriei similitudinii, neţinînd seama de posibilitatea turbulentării scurgerii amestecului la suprafaţa de separare, în schimb avînd în vedere variabilitatea constantelor fizice. Ecuaţia dependenţelor fără dimensiuni folosită a fost cea stabilită de Nesterenko, care întroduce pentru prima dată influenţa factorilor psihrometrici ai aerului asupra schimbului de căldură şi substanţă. Astfel pentru cazul mişcării forţate a aerului, coeficientul de schimb de căldură se determină cu expresia :

$$\mathrm{Nu} = A + B \cdot \mathrm{Re}^{n} \cdot \mathrm{Pr}^{0,33} \cdot \mathrm{Gu}^{0,175}.$$

în care Gu este criteriul Guchman întrodus de Nesterenko. Valorile dependenţelor sînt :

$$\frac{\alpha \cdot L}{\lambda} = A + B \left(\frac{w \cdot L}{\nu}\right)^{n} \left(\frac{\nu}{a}\right)^{0,33} \left(\frac{T_0 - T_{um}}{T_0}\right)^{0,175}.$$

În care avem :

$\alpha \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{grd}}\right)$ — coeficientul de schimb de căldură prin convecţie

L (m) — o mărime determinantă

$\lambda \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m} \cdot \text{h} \cdot \text{grd}}\right)$ — coeficientul de conductivitate termică a aerului

w (m/s) — viteza relativă dintre cele două fluide
ν (m²/h) — coeficientul vîscozităţii cinematice a aerului
a (m²/h) — coeficientul de difuzibilitate termică a aerului
T_0 — (K°) — temperatura absolută a aerului dată de termometrul uscat
T_{um} (K°) — temperatura absolută a aerului dată de termometrul umed.

Valorile constantelor A, B şi n sînt funcţiune de mărimea criteriului Re. Astfel :

Pentru Re = 0÷200, avem $A=2$, $B=1{,}05$ şi $n=0{,}5$.
Pentru Re = 200÷6 000 avem $A=0$, $B=0{,}69$ şi $n=0{,}57$.

Coeficientul schimbului de substanţă se determină din expresia :

$$Nu_D = A_1 + B_1 \cdot Re^m \cdot Pr_D^{0,33} \cdot Gu^{0,135}$$

sau

$$\frac{\beta \cdot L}{\gamma \cdot D} = A_1 + B_1 \left(\frac{w \cdot L}{\nu}\right)^m \cdot \left(\frac{\nu}{a}\right)^{0,33} \left(\frac{T_0 - T_{um}}{T_0}\right)^{0,135}$$

în care

$\beta \left(\frac{kg}{m^2 \cdot h}\right)$ — coeficientul de schimb de substanţă
γ (kg/m³) — greutatea specifică a aerului
D (m²/h) — coeficientul propriu de difuzie a substanţei.

Valorile constantelor A_1, B_1 şi m funcţiune de Re sînt :

Pentru Re = 0÷200 avem $A_1=2$, $B_1=0{,}9$ şi $m=0{,}5$
Pentru Re = 200÷6 000 avem $A=0$, $B_1=0{,}87$ şi $m=0{,}54$.

Invariantul Gu introdus în acuaţia criterială reflectă foarte bine realitatea în cazul procesului de evaporare adiabatică a lichidului, cînd temperatura termometrului umed T_{um} este egală cu temperatura de saturaţie adiabatică a aerului umed T_M. In acest caz Gu coincide după structura sa cu factorul de temperatură, dar este în acelaşi timp, caracteristica stării termodinamice a mediului. In general însă T_{um} diferă de T_M şi pe deasupra nici presiunea amestecului nu se păstrează constantă. Totuşi avînd în vedere că aceste temperaturi sînt apropiate, invariantul Gu reflectă cel mai bine influenţa parametrilor psihrometrici ai aerului asupra schimbului de căldură şi substanţă.

Valoarea cifrei Gu funcţie de umiditatea relativă a aerului s-a trasat în fig. 1. Se observă că variaţia valorilor Gu prezintă un inconvenient care constă în faptul că la umidităţi ridicate (în jur de $\varphi=1$) aprecierea lui Gu funcţiune de φ şi t se face cu o oarecare greutate.

In fig. 2 s-au trasat valorile $Gu^{0,175}$ şi $Gu^{0,135}$ care intră în expresiile schimbului de căldură şi substanţă, pentru trei temperaturi ale aerului, avînd în abscisă umiditatea relativă. Mărimea criteriului scade aproape de două ori cînd umiditatea relativă a aerului creşte de la 20% pînă la saturaţie, ceea ce înseamnă că schimbul de căldură şi substanţă scade în aceiaşi măsură dacă toate celelalte condiţii rămîn constante.

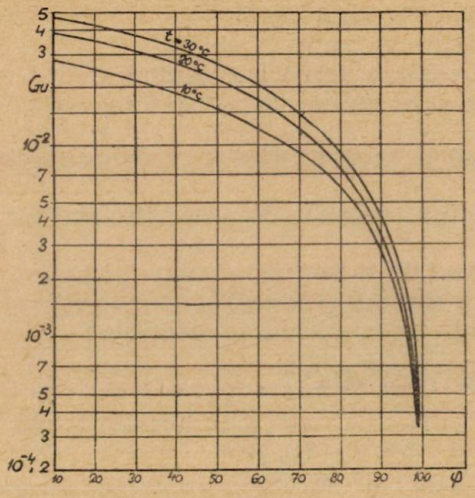


Fig. 1. Cifra Gu funcție de umditatea relativă a aerului.

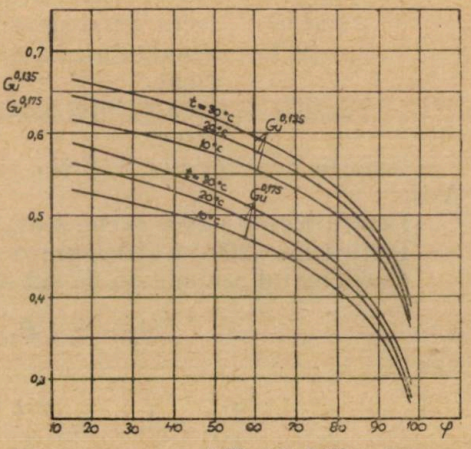


Fig. 2. Valorile $Gu^{0,175}$ și $Gu^{0,135}$ ca funcție de umiditatea relativă.

SCURTĂ DESCRIERE A INSTALAȚIEI

În lucrarea de față ne-am propus să verificăm aceste ecuații de schimb de căldură și substanță și să prezentăm valorile coeficienților de schimb, avînd în vedere importanța acestora în proiectarea și dimensionarea instalațiilor de răcire, ale căror fluide lucrează în sistem pelicular.

Pentru aceasta s-a montat o instalație compusă dintr-un generator de abur saturat cu parametrii 1,4 at și 108 °C, care livra abur într-un schimbător de căldură, apei reci, care a fost încălzită la temperaturi cuprinse între 17 și 55 °C. Printr-un dispozitiv de împrăștiere apa caldă era introdusă într-un canal cu secțiunea dreptunghiulară, realizîndu-se straturi de diferite grosimi ce variau de la 0,5 pînă la 1,5 mm. Jgheabul era construit din scînduri de lemn de 40 mm grosime, pentru a nu avea schimb de căldură cu exteriorul și nici pierderi de apă sau căldură în pereții jgheabului, după stabilirea regimului de lucru.

În contracurent cu pelicula de apă s-a suflat aer din atmosferă cu un ventilator, care realiza viteze ale aerului între 0 și 7 m/s. Ventilatorul a fost antrenat de un motor electric de turație constantă. Reglarea debitelor aerului s-a făcut cu ajutorul unei clapete în conducta de refulare.

Încercările s-au executat pe mai multe jgheaburi cu lungimi cuprinse între 9 și 15 m și lățimi între 200 pînă la 300 mm. Dimensiunile au fost alese astfel ca să existe un anumit raport între debitul de apă și suprafața de prelingere raport care se întîlnește la construcțiile turnurilor de răcire existente similare.

Măsurarea temperaturii apei s-a făcut cu termometre gradație $^1/_{10}$ grad atît la întrare cît și la ieșire, în locașuri special amenajate, iar a debitului

cu ajutorul unui vas etalonat montat la ieşirea apei din jgheab. Viteza apei s-a măsurat prin colorarea apei şi cronometrarea timpului de scurgere.

Starea aerului atmosferic s-a măsurat cu psihrometrul „Assmann" cu aspiraţie iar viteza sa cu ajutorul unei clapete etalonate. La fiecare încercare viteza aerului s-a verificat cu ajutorul a două anemometre montate într-un dispozitiv care permitea ca măsurătorile să se facă pe 3 ordonate echidistante normale pe latura bazei dreptunghiului şi la mijlocul înălţimii laturii mici. În afară de acestea instalaţia a fost prevăzută cu o serie de diuze etalonate pentru dispozitivul de împrăştierea apei calde.

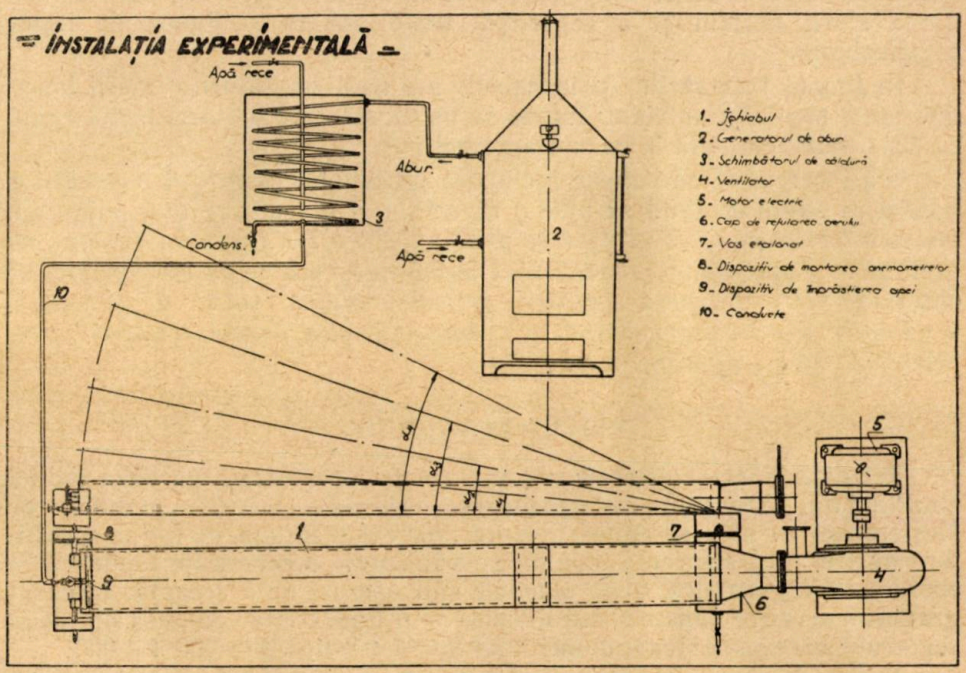


Fig. 3. Instalaţia experimentală.

MERSUL EXPERIENŢELOR

Întrucît măsurătorile trebuiau să lămurească influenţa schimbului de substanţă asupra schimbului de căldură la variaţia intensităţii fluxului de substanţă, deci la variaţia lăţimii zonei de răcire care la rîndul său depinde de temperaturile la întrare şi ieşire ale apei, a trebuit să se efectueze un număr de măsurători la care debitele de apă şi aer să fie constante şi să varieze numai starea aerului atmosferic şi lăţimea zonei de răcire.

De asemenea experienţele trebuiau să lămurească influenţa vitezelor relative dintre cele două fluide asupra cîmpului de viteze ale fluxului principal şi transversal, fapt care ne-a condus la menţinerea temperaturii apei la întrare constantă şi pe cît a permis starea aerului, care nu am putut-o cu nimic influenţa, la menţinerea lăţimii zonei de răcire constante.

În sfîrşit trebuia urmărită influenţa stării aerului atmosferic asupra procesului de schimb de căldură şi substanţă lucru care s-a făcut prin menţinerea constantă a debitelor de apă şi aer, precum şi a temperaturii apei calde la întrare.

În scopul arătat mai sus s-au efectuat un număr de 26 serii de încercări în perioada de vară cînd condiţiunile de funcţionare ale instalaţiilor de răcire sînt cele mai grele, în special pe timp călduros şi umiditate ridicată a aerului. Urmărirea procesului de schimb de căldură şi substanţă s-a făcut de un colectiv timp de 4 luni, întîmpinînd greutăţi cu determinarea stării aerului şi a repartiţiei umidităţii în secţiunea de ieşire a jgheabului.

În timpul încercărilor şi în calcule s-a neglijat influenţa stării barometrice a mediului ambiant, luîndu-se în considerare o stare medie egală cu 735,6 torri, care stă la baza diagramei $i—x$.

S-a încercat să se varieze înclinaţia jgheabului în timpul încercărilor pentru ca firele de fluid să aibe o repartiţie şi o scurgere mai uniformă. De la o înclinaţie de 5° şi pînă la poziţia verticală a jgheabului viteza de prelingere a apei a variat la 0,2 pînă la 0,5 m/s, ceea ce nu ne-a permis să observăm vre-o influenţă a poziţiei peliculei asupra procesului de trecere a căldurii şi substanţei, avînd în vedere mărimea vitezei relative dintre cele două fluide, pînă la 7 m/s.

REZULTATE OBŢINUTE

Rezultatele experimentale obţinute au fost prelucrate pe baza teoriei similitudinii, admiţînd ca dependenţe criteriale relaţiile stabilite de Nesterenko. Verificarea aplicării expresiilor exponenţiale, de forma ecuaţiilor noastre, în prelucrarea datelor experimentale o constituie faptul că în coordonate logaritmice, toate punctele sînt aşezate pe o dreaptă. În cazul graficelor noastre punctele sînt dispuse pe o linie frîntă compusă din două segmente, corespunzătoare domeniului $Re = 1 \div 200$ şi $Re = 200 \div 1\,000$.

Din graficele reprezentate în fig. 4 şi 5 se observă că punctele experimentale trasate pentru două instalaţii, cu jgheaburi diferite se înşiră formînd segmentele caracteristice celor două domeni. Valoarea lui Nu_0 este dată de Nu la $Re = 0$, adică pentru cazul trecerii moleculare a căldurii. Pentru $Nu > 80$ valoarea Nu_0 se poate neglija deoarece $Nu >>> Nu_0$. Aceleaşi consideraţii se pot face şi pentru Nu_D din ecuaţia schimbului de substanţă.

În ceea ce priveşte influenţa factorilor psihrometrici ai aerului asupra schimbului de căldură şi substanţă se observă că în cazul cînd nu s-ar introduce invariantul Gu în ecuaţia principală atunci în graficul $Nu = f(Re, Pr)$ şi $Nu_D = f(Re, Pr_D)$ va apare o dispersie a punctelor Nu şi Nu_D pentru acelaşi Re. Pentru a pune această influenţă în evidenţă s-a trasat în coordonate logaritmice, fig. 6, $Nu = f(Re)$ avînd ca parametru trei valori ale cifrei Gu. Curbele Nu s-au trasat cu linie plină şi Nu cu linie punctată. Intervalul dintre ele cuprinde variaţia lui Nu şi Nu_D în cazul variaţiei stării umidităţii relative a aerului de la $\varphi = 40 \div 98\%$.

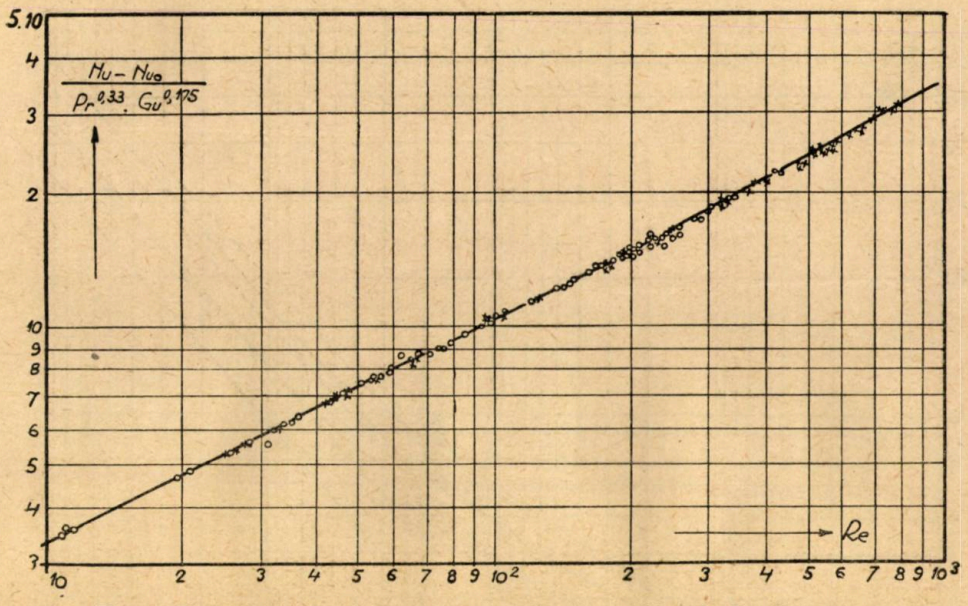


Fig. 4. Dependența logaritmică a criteriului termic Nu=f (Re, Pr, Gu).

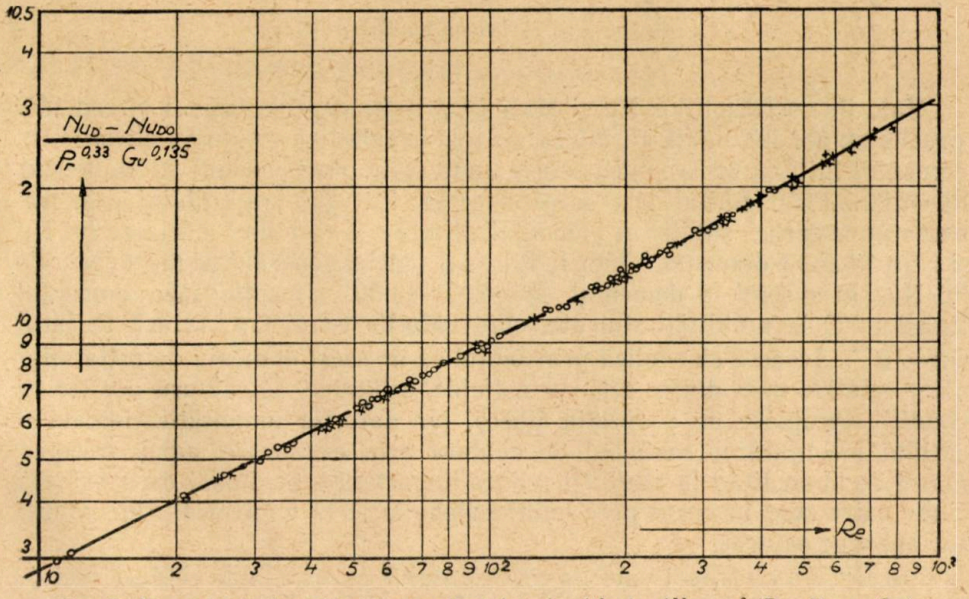


Fig. 5. Dependența logaritmică a criteriului de difuzie (Nu_D=f (Re, Pr_D, Gu).

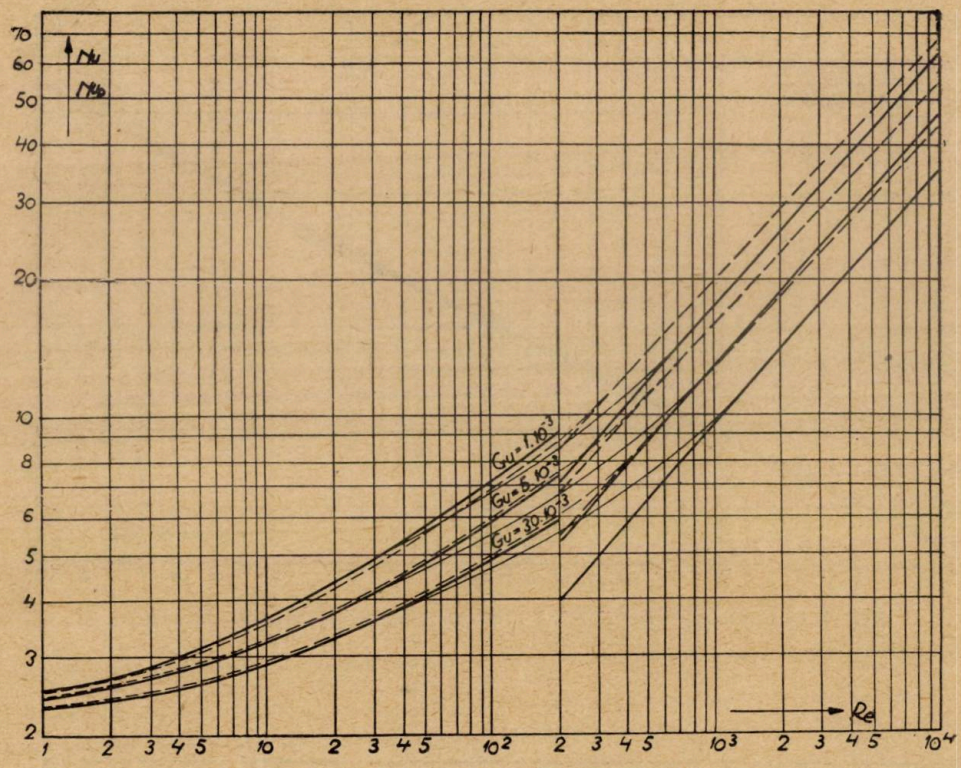


Fig. 6. Variaţia coeficientului Nu=f (Re).

Valorile coeficienţilor Nu şi Nu_D pentru Re cuprins între 1 şi cca 100, practic se pot lua egali. Ei diferă tot mai sensibil cu creşterea cifrei Re în domeniul întîi ca să se îndepărteze mult cele două valori în domeniul Re = 200÷1 000. Saltul care se produce la Re=200 s-a anihilat prin trasarea unor curbe subţiri în domeniul de trecere, care dau mărimea lui Nu şi Nu_D în acest domeniu. Valorile lui Nu_D sînt în general mai mari decît ale lui Nu, în special în domeniul Re=200÷1 000. Excepţie face domeniul Re=1÷200 la umidităţi ridicate, cînd valorile cifrei Gu variază în jurul $Gu=10^{-3}$. Aceasta se explică prin faptul că în acest domeniu datorită vitezelor relative mici dintre cele două fluide, schimbul de căldură are loc în condiţii apropiate de convecţia liberă, iar datorită umidităţii ridicate a aerului înconjurător schimbul de căldură prin evaporare, adică trecerea masei de la un fluid la altul, îşi reduce importanţa. Schimbul de substanţă tinde către zero în cazul procesului adiabatic şi al unui mediu înconjurător aproape saturat.

In fig. 7 s-au trasat valorile coeficientului de schimb de căldură α şi de trecere de substanţă σ în funcţiune de Re, avînd ca parametri viteza rela-

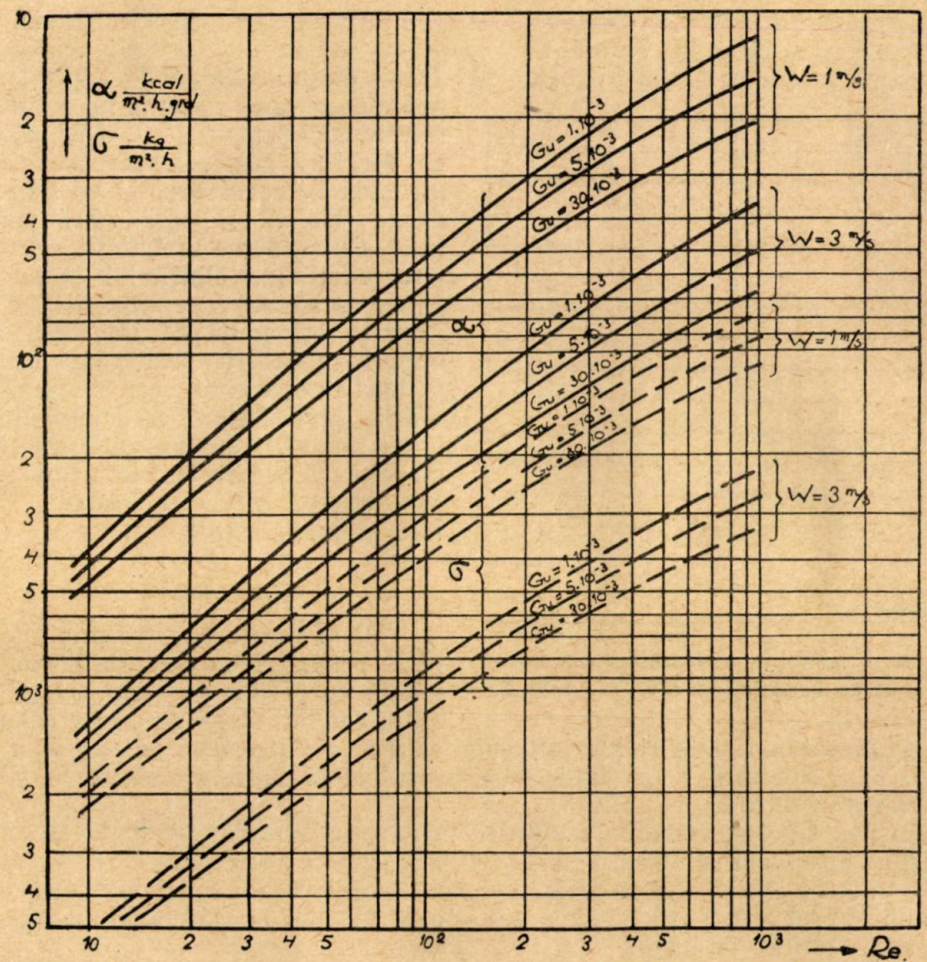


Fig. 7. Variaţia coeficienţilor α şi σ în funcţie de mărimea Re de cifra Gu şi de viteza relativă W m/s.

tivă dintre fluide w (m/s) şi trei cifre Gu care cuprind domeniul cel mai important de lucru al acestor instalaţii.

Curbele s-au trasat în coordonate logaritmice din cauza variaţiilor mari ale valorilor α şi σ funcţiune de Re. Pentru grosimile fluidului de răcire şi vitezele relative obişnuite de lucru, utilizate în instalaţii similare, mărimile coeficienţilor găsiţi sînt comparabile cu valorile date de alţi cercetători şi utilizate în proiectare, ţinîndu-se cont bineînţeles de corecţiile necesare caracteristice construcţiei respective.

Din această diagramă se poate desprinde pentru fiecare viteză relativă şi stare psihrometrică a aerului valorile coeficienţilor de schimb de căldură şi substanţă, la diferite temperaturi ale apei de răcire. În fig. 8 s-a

trasat pentru $t_1 = 30\,^{\circ}C$ și $Gu = 10^{-3}$ valorile lui α funcțiune de W m/s avînd ca parametru cifra Re. Avînd în vedere că aceste instalații de răcire lucrează în domeniul larg de $Re = 80 \div 1\,500$, obișnuit $Re = 800 \div 1\,000$, se poate observa că valorile lui α sînt relativ mici pentru viteze obișnuite de $W = 1 \div 3$ m/s. Aceasta însă se întîmplă în cazul aerului cu umiditate relativă ridicată, cifră Gu mică. Cu scăderea umidității, creșterea cifrei Gu, valorile lui α și σ cresc, schimbul se intensifică. Aceasta înseamnă că este foarte important pentru proiectarea instalațiilor de răcire, care sînt condițiile atmosferice predominante într-o anumită regiune, care sînt și cît durează condițiile cele mai dezavantajoase adică umiditate și temperatură ridicată.

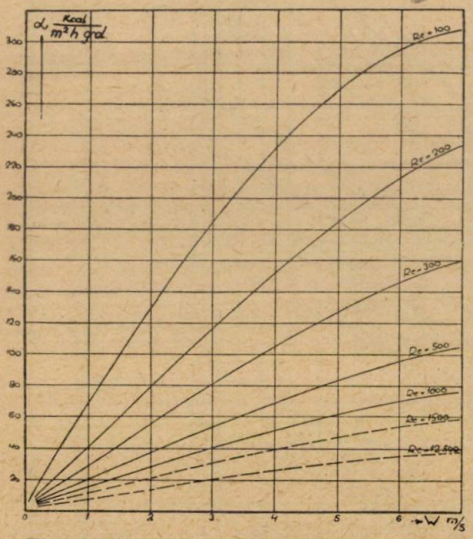


Fig. 8. Mărimea coeficienților α în funcțiune de W avînd $Gu = 10^{-3}$ și $t_1 = 30\,^{\circ}C$.

CONCLUZII

Măsurătorile noastre privitoare la schimbul de căldură și substanță au permis pe baza ecuației criteriale introdusă de Nesterenko să se presupună că existența influenței reciproce dintre fenomenele simultane ce au loc între două fluide în mișcare forțată, au fost luate în considerare prin introducerea cifrei Gu.

Cifra Gu reflectă bine realitatea în cazul procesului adiabatic și cu destulă aproximație în cazul general al proceselor neizotermice.

Valorile schimbului de căldură și substanță devin mai mici cu creșterea umidității relative a aerului, de aceea se cere, în vederea proiectării, cunoașterea condițiilor de lucru.

Rezultatele obținute sînt clare, țin cont de toate condițiile de funcționare, concordă în multe puncte cu rezultatele practice obținute la experimentarea turnurilor de răcire, pot fi aplicate la domeniul special al turnurilor de răcire cu tiraj forțat, sistem de scurgere pelicular.

О ТЕПЛОВОМ И МАССОВОМ ОБМЕНЕ В НЕОДНОРОДНЫХ СИСТЕММАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В первой части показываются теоретические вопросы возникающие в отношении обмена теплотой и веществом, имеющим место между двумя флюидами находящимися в вынужденном относительном движении, взаимозависимость между этими процессами и взаимное влияние между ними.

Во второй части даются результаты полученные в отношении обмена теплотой и веществом между водой и воздухом в экспериментальном устройстве создающем рабочие условия между двумя панелями в градирне с вынужденной тягой, пленочной системы.

CONTRIBUTION À L'ÉCHANGE DE CHALEUR ET MASSE EN SYSTÈME HÉTÉROGÈNE

(RÉSUMÉ)

On indique d'abord les problèmes théoriques relatifs à l'échange de chaleur et substance entre deux fluides en mouvement relatif forcé, à l'interdépendance de ces procéssus et à l'influence simultanée entre eux.

Ensuite on présente les résultats obtenus en ce qui concerne l'échange de chaleur et substance entre eau-air dans une installation expérimentale qui accomplit les conditions de travail entre deux panneaux dans un tour de refroidissement à tirage force, système pelliculaire.

BIBLIOGRAFIE

1. L. D. Berman, Nekotorie zakonomernosti sovmestno protecaiușcih proțesov teplo i masoobmena v geterogenih sistemah. J.T.F. Nr. 1, 1959.
2. A. V. Nesterenko, Teplo i masoobmen pri isparenii jidcosti so svobodnoi poverhnosti J.T.F. XXIV Nr. 4, 1954.
3. K. Spangemacher, Anwendung neuer Forschungsergebnisse über den Wärme- und Stoffübergang auf Ventilatorkühltürme. B.W.K. Nr. 7, 1958.
4. I. Vlădea, Teoria și calculul turnurilor de răcire. Energetica Nr. 5, 1953 și Nr. 2, 1954.

INFLUENȚA SARCINII OSCILANTE ASUPRA MOMENTULUI DE TORSIUNE IN ARBORELE TRANSLAȚIEI UNUI POD RULANT

DE

L. BOLEANȚU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Solicitarea dinamică a mecanismelor de macara poate duce uneori la depășirea substanțială a eforturilor deduse din încărcarea considerată static, avînd în vedere mai ales șansa de a se cumula eforturile datorită unor sarcini pulsatorii sinfazice. Odată cu creșterea vitezelor de lucru și a sarcinilor transportate se evidențiază influența unor factori, considerați pînă acuma ca secundari. Intre acești factori a fost clasată și influența sarcinii oscilante asupra momentului de torsiune din arborele translației.

In cele ce urmează ne propunem să analizăm care este influența sarcinii oscilante, în faza de demaraj a podului rulant. Intr-o pirmă aproximație neglijăm elasticitatea construcției și a cablului. De asemenea nu ținem seamă de jocul din angrenaje.

Pentru calculul care îl facem ne fixăm asupra unei translații cuplată cu reductorul la mijloc, iar poziția căruciorului cu sarcina Q este oarecare (fig. 1).

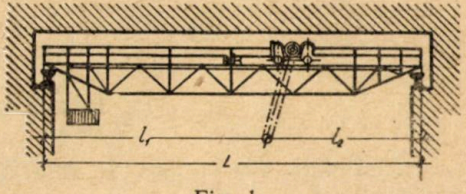


Fig. 1.

Pentru a scrie ecuațiile diferențiale ale sistemului, în faza de demaraj, reducem translația la un sistem cu două grade de libertate.

Considerînd elasticitatea arborelui aceeași pe ambele părți și caracterizată prin coeficientul de rigiditate C, putem scrie (fig. 2):

$$\begin{aligned} M_1+I_1\ddot{\varphi}_1&=C(\varphi_2-\varphi_1)=M_{12}\\ M_3+I_3\ddot{\varphi}_3&=C(\varphi_2-\varphi_3)=M_{31}\\ C(\varphi_2-\varphi_1)+C(\varphi_2-\varphi_3)+I_2\ddot{\varphi}_2&=M_2 \end{aligned} \qquad (1)$$

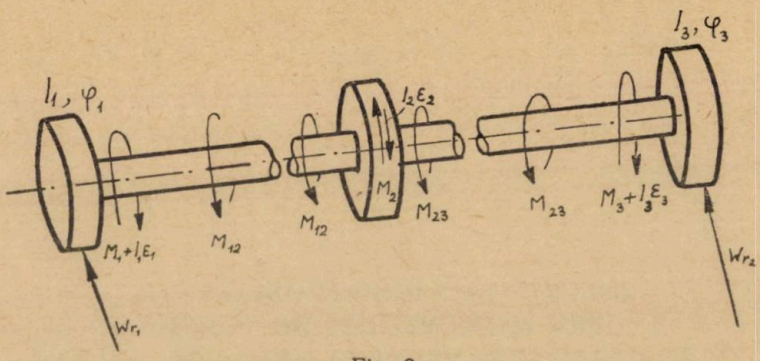


Fig. 2.

unde :

φ_1, φ_2, φ_3 sînt deformațiile unghiulare ;

M_2 este momentul furnizat de reductor, presupus constant ;

M_1, M_3 sînt momentele rezistente, variabile datorită sarcinii oscilante

I_1, I_3 — momentele de inerție a maselor în mișcare de translație, reduse la periferia roților de rulare ;

I_2 este momentul de inerție echivalent al maselor în mișcare de rotație ;

M_{12}, M_{32} sînt momentele elastice de torsiune, respectiv pe porțiunea 1 și 2.

După transformări, sistemul (1) devine :

$$\ddot{M}_{12}=C\left[\frac{M_2}{I_2}-M_{12}\frac{I_1+I_2}{I_1I_2}-\frac{M_{23}}{I_2}+\frac{M_1}{I_1}\right]$$

$$\ddot{M}_{32}=C\left[\frac{M_2}{I_2}-M_{23}\frac{I_2+I_3}{I_2I_3}-\frac{M_{12}}{I_2}+\frac{M_3}{I_3}\right]$$

Ordonînd, avem :

$$\begin{aligned}\ddot{M}_{12}+M_{12}\frac{I_1+I_2}{I_1I_2}+M_{32}C\frac{1}{I_2}&=M_2\frac{C}{I_2}+M_1\frac{C}{I_1}\\ \ddot{M}_{32}+M_{32}\frac{I_3+I_2}{I_2I_3}+M_{12}C\frac{1}{I_2}&=M_2\frac{C}{I_2}+M_3\frac{C}{I_3}\end{aligned}\qquad(2)$$

Sistemul (2) poate fi folosit în analizarea comportării sistemului cuplat.

Eliminînd pe M_{32}, obținem :

$$M_{12}^{(IV)}+\alpha_1\ddot{M}_{12}+\beta_1M_{12}=M_1C^2\frac{I_2+I_3}{I_1I_2I_3}+\ddot{M}_1\frac{C}{I_1}-M_3\frac{C^2}{I_2I_3}+M_2\frac{C^2}{I_2I_3}\qquad(3)$$

unde :

$$\alpha_1=C\left[\frac{1}{I_1}+\frac{2}{I_2}+\frac{1}{I_3}\right],\quad \beta_1=C^2\frac{I}{I_1I_2I_3}$$

și :

$$I=I_1+I_2+I_3\qquad(4)$$

CALCULUL LUI M_{12} ȘI M_{32}

Se știe că momentul rezistent la o roată de rulare, încărcată cu sarcina V, este de forma : $M_r=\beta V(f+\mu r)$ unde :

β este coeficientul de mers în derivă

f, μ sînt coeficienți de frecare la rostogolire, respectiv de adeziune

r este raza fusului roții de rulare.

Dacă ținem seama că sarcina Q poate oscila fie printr-o ridicare excentrică fie din alte motive, atunci se poate arăta pe baza fig. 1 și fig. 3, că :

$$M_1=\beta(f+\mu r)\left\{\frac{l_1}{L}\left[G_c+\frac{Q}{g}k(3\cos\theta-2\cos\alpha)\cos(\alpha+\theta)\right]+\frac{G_p}{n}\right\}$$

unde :

G_c este greutatea căruciorului

$\frac{G_p}{n}$ — greutatea podului ce revine pe roată

α = arc tg a/g

a — accelerația de demaraj a podului

$k=\sqrt{a^2+g^2}$

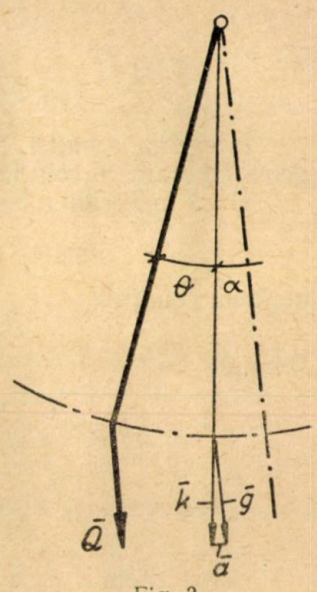


Fig. 3.

Putem presupune că oscilațiile sarcinii sînt mici și deci $\cos\theta=1$ iar $\sin\theta=\theta$ și grupînd convenabil, obținem :

$$M_1=A_1+B_1\theta \qquad (4)$$

unde am notat prescurtat :

$$A_1=\beta(f+\mu r)\cdot$$
$$\cdot\left\{\frac{l_1}{L}G_c+\frac{G_p}{n}+\frac{l_1}{L}\frac{Q}{g}k(3\cos\alpha-2\cos^2\alpha)\right\}$$

$$B_1=\beta(f+\mu r)\frac{l_1}{L}\frac{Q}{g}k(\sin 2\alpha-3\sin\alpha).$$

Din motive de simetrie putem deduce că :

$$M_3=A_3+B_3\theta. \qquad (5)$$

CALCULUL UNGHIULUI θ

Ecuația (3) poate lua forme foarte variate după valoarea unghiului θ, care la rîndul lui depinde de ipoteza de calcul.

Pentru început noi am presupus că sarcina a fost ridicată, cablul avînd lungimea l, apoi podul a pornit cu accelerația a. În această ipoteză este ușor să se arate că ecuația diferențială a pendulului matematic devine :

$$\ddot{\theta}+\frac{k}{l}\theta=0.$$

Presupunînd că la $t=0$ sarcina era în repaus, dar la un unghi θ_0, provenit din ridicarea excentrică, valoarea lui θ este:

$$\theta=\theta_0\cos\sqrt{\frac{\sqrt{a^2+g^2}}{l}}\,t=\theta_0\cos\sqrt{\frac{k}{l}}\,t. \tag{6}$$

Partea din dreapta a ecuației (3) se transformă ținînd seamă de relațiile (4) și (5) și de derivatele lor și obținem:

$$M_{12}^{(IV)}+\ddot{M}_{12}\alpha_1+M_{12}\beta_1=K_1+K_2\cos\omega t. \tag{7}$$

Unde:

$$K_1=\frac{C^2}{I_2}\left[A_1\frac{I_2+I_3}{I_1I_3}+M_2\frac{1}{I_3}-A_3\frac{1}{I_3}\right]$$

$$K_2=\theta_0C\left[B_1\frac{I_2+I_3}{I_1I_2I_3}-B_1\omega^2\frac{1}{I_1}-B_3\frac{C}{I_2I_3}\right]. \tag{8}$$

Integrala ecuației (7) se obține din soluția generală a ecuației omogene, adunată cu soluția particulară a ecuației complete:

Dacă încercăm o soluție de forma:

$$M_{12}=F_1\cos p_1t=F_2\cos p_2t+F_3\cos\omega t+F_0 \tag{9}$$

obținem ecuațiile:

$$p^4-\alpha_1p^2+\beta_1=0.$$

De unde:

$$p_{1,2}^2=\frac{C}{2}\left[\frac{1}{I_1}+\frac{2}{I_2}+\frac{1}{I_3}\pm\sqrt{\left(\frac{1}{I_1}+\frac{2}{I_2}+\frac{1}{I_2}\right)^2-\frac{4I}{I_1I_2I_3}}\right]$$

$$F_3=\frac{K_2}{\omega^4-\alpha_1\omega^2+\beta_1}\quad\text{și}\quad F_0=\frac{K_1}{\beta_1} \tag{10}$$

Constantele F_1 și F_2 se deduc din condiții inițiale.

Dacă notăm cu M_{10} respectiv M_{30} valorile inițiale ale lui M_1 respectiv M_3, avem succesiv, ținînd seama și de relațiile (2) și (9):

$$M_{12}\Big|_{t=0}=M_{10}=F_1+F_2+F_3+F_0$$

$$\ddot{M}_{12}\Big|_{t=0}=-p_1^2F_1-p_2^2F_2-\omega^2F_3=C\left[\frac{M_2}{I_2}-M_{10}\frac{I_1+I_2}{I_1I_2}-\frac{M_{23}}{I_2}+\frac{M_1}{I_1}\right].$$

Avem deci sistemul:

$$\begin{cases}F_1+F_2=u\\ p_1^2F_1+p_2^2F_2=v\end{cases}$$

unde:

$$u=M_{10}-F_3-F_0;\quad v=C\frac{M_2-M_{10}-M_{30}}{I_2}-F_3\omega^2.$$

Rezolvînd sistemul de mai sus, obținem :

$$F_1 = \frac{v - p_2^2 u}{p_1^2 - p_2^2} \quad \text{şi} \quad F_2 = \frac{v - p_1^2 u}{p_2^2 - p_1^2}$$

Deci soluția se poate scrie sub forma :

$$M_{12} = \frac{v - p_2^2 u}{p_1^2 - p_2^2} \cos p_1 t + \frac{v - p_1^2 u}{p_2^2 - p_1^2} \cos p_2 t + \frac{K_2}{\omega^4 - \alpha_1 \omega^2 + \beta_1} \cos \omega t + \frac{K_1}{\beta_1} \qquad (11)$$

Analog se va obține o valoare și pentru M_{32}.

Observații :

1. Avînd în vedere că I_1 și I_3 sînt în general foarte mari față de I_2 relația (10) devine, aproximată :

$$p_{1,2}^2 \cong \frac{2C}{I_2}. \qquad (12)$$

2. Din (11) deducem că M_{12} crește mult, dacă

$$\omega_{1,2}^2 = p_{1,2}^2.$$

Din această relație rezultă următoarea dependență între elementele problemei :

$$\beta_1 l^2 - k\alpha_1 l + k^2 = 0 \qquad (13)$$

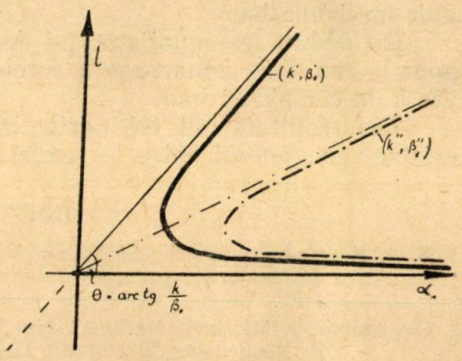


Fig. 4.

care reprezintă o iperbolă, dacă l, α_1 sînt variabile iar β_1, k sînt parametrii (fig. 4), avînd drept asimptote de pantă $m_1 = \frac{k}{1}$, $m_2 = 0$. Aproximația de la (12) atrage după sine

$$l \cong \frac{kI_2}{2C}.$$

3. Corecțiile pe care trebuie să le aducem rezultatelor de mai sus, trebuie să țină seama de :

— Influența amortizării
— Elasticitatea cablului și a construcției cu zăbrele.

ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ НАГРУЗКИ НА КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПЕРЕДАТОЧНОГО ВАЛА МОСТОВОГО КРАНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Анализируется влияние колебаний нагрузки в пусковой фазе на крутящий момент необходимый для перемещения, принимая во внимание лишь поперечные колебания нагрузки ассимилированные с математическим маятником.

Выводятся уравнения которые дают значения крутящего момента для случая пуска с постоянным ускорением, имея груз на известной высоте.

Приводятся частные случаи на основании соотношений имеющих место между инерционными моментами учитываемыми в расчете.

L'INFLUENCE DE LA CHARGE OSCILLANTE SUR LE MOMENT DE TORSION DANS L'ARBRE DE TRANSLATION D'UN PONT ROULANT

(RÉSUMÉ)

On analyse l'influence de l'oscillation de la charge, dans la phase de démarrage sur le moment de torsion nécessaire à la translation ; on ne considère que les oscillations transversales de la charge assimilée au pendule mathématique.

On déduit les équations qui donnent la valeur du moment de torsion pour le cas d'un démarrage à accélération constante, ayant la charge élevée à un certain niveau.

Les résultats ont été particularisés se basant sur des relations qui existent en général entre les moments d'inertie, introduits dans le calcul.

BIBLIOGRAFIE

1. S. A. Kopok, Incercările dinamice ale arborilor de transmisie de la mecanismele de deplasare ale podurilor rulante. — Buletinul construcțiilor de mașini Nr. 1, 1958.
2. Dynamische Kräfte in Laufkranen beim Anheben und Abbreremsern der Last. Dipl. Ing. R. Neugebauer, Dortmund, Der Stahlbau, H. 1, 1957.
3. S. P. Strelcov, *Introducere în teoria oscilațiilor*, Ed. Tehnică, 1954.

CONTRIBUŢII LA STUDIUL MOTORULUI I.M.B. RANDAMENTUL VOLUMETRIC

DE

M. BANARESCU, TR. RAICA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Parametrii de funcţionare a motoarelor cu ardere internă depind în mare măsură de randamentul volumetric.

Lucrarea se încadrează în o serie de cercetări efectuate asupra motoarelor noi, fabricate la noi în ţară. Ea are de scop să stabilească posibilităţile de mărire a puterii şi de îmbunătăţire a calităţilor economice ale motorului I.M.B.-53 fabricat la Timişoara, prin studiul încărcării lui cu amestec exploziv.

Cercetările experimentale s-au efectuat pe un motor I.M.B.-53 cuplat cu o frînă hidraulică D4K. Debitul de aer aspirat de motor s-a determinat

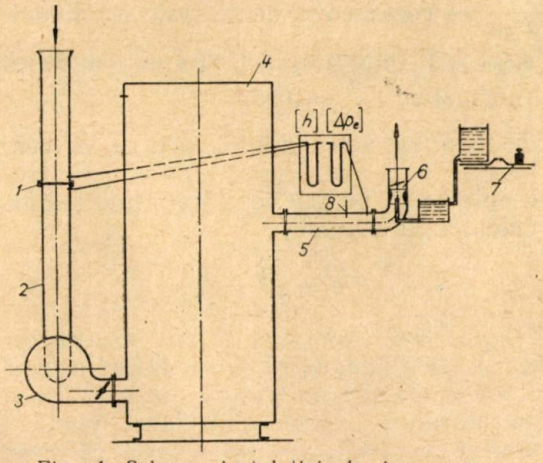


Fig. 1. Schema instalaţiei de încercare.

cu o instalaţie, fig. 1, constînd dintr-un ajutaj *1* din bronz cu $D=70$ şi $d=38{,}5$ mm montat pe conducta *2* de aspiraţie a compresorului centrifugal *3* ce debitează într-un rezervor *4* de egalizare a presiunilor, de 0,42 m³, legat

prin conducta *5* cu carburatorul *6*. Cu ajutorul compresorului s-a menținut presiunea atmosferică în fața carburatorului. Consumul de combustibil s-a determinat prin cîntărire. S-au măsurat :

n (rot/min) — turația motorului,
F (kg) — forța la brațul frînei hidraulice,
B (mm Hg) — presiunea barometrică,
T (°K) — temperatura mediului ambiant,
G (g) — greutatea combustibilului consumat în timpul Δt,
h (mm H_2O) — diferența de presiune la ajutaj,
$\varphi\,^0/_0$ — umiditatea relativă a aerului aspirat,
ΔP_e (mm H_2O) — depresiunea în fața carburatorului.

Pentru a ține seama de condițiile de funcționare a motorului s-au măsurat încă :

t_i, t_e (°C) — temperatura apei de răcire la intrarea și ieșirea din motor,
p_u, t_u — presiunea și temperatura uleiului de ungere,

S-au calculat :

— P_{e0} (CP) — puterea efectivă a motorului, redusă la condițiile normale de funcționare $B_0 = 760$ mm Hg, $T_0 = 293$°K cu formula :

$$P_{e0} = P_e \frac{B_0}{B} \sqrt{\frac{T}{T_0}}$$

— G_e (kg/h) — consumul orar de combustibil,
— g_{e0} (g/CPh) — consumul specific de combustibil, redus la o benzină cu puterea calorică $H_t = 10\,000$ kcal/kg, benzina folosită avînd $H_i = 10\,630$ kcal/kg,
— $\eta_e\,^0/_0$ — randamentul efectiv al motorului,
— $\lambda = \frac{V_0}{G_e L_{min}}$ — coeficientul de exces de aer al amestecului exploziv,
— V_0 (Nm^3usc/h), V' (m^3um/h) volumul de aer aspirat de motor, măsurat cu ajutajul normal cu $\frac{d}{D} = 0{,}55$.

— $L_{min} = 11{,}56$ Nm^3/kg aerul minim, pentru o benzină cu $c = 0{,}85$ și $h = 0{,}15$.

Randamentul volumetric pentru aer, fără a ține seama de combustibilul din amestec s-a calculat cu expresia :

$$\eta'_v = \frac{G_a}{G_0} = \frac{V'}{176}$$

în care $G_a = \gamma' V'$ (kg/h) este greutatea aerului aspirat de motor,

$G_0 = 176\,\gamma_c$ (kg/h) greutatea aerului ce ar fi fost aspirat în același interval de timp dacă presiunea și temperatura din cilindru ar fi fost egale cu cele din fața carburatorului. Calculul s-a făcut pentru cilindreea motorului $V_h = 2{,}552$ dm^3 și cu $\gamma_c = \gamma'$, greutatea specifică a aerului în fața carburatorului fiind egală cu a aerului înconjurător.

Randamentul volumetric pentru amestecul exploziv aspirat :

$$\eta_v = \eta'_v \left(1 + \frac{1}{M \lambda L_{min}}\right)$$

s-a calculat pentru greutatea moleculară medie a benzinei $M=100$ şi $L_{min}=0{,}516$ kmol/kg combustibil.

Rezultatele calculelor sînt trecute în tabela 1 şi 2 şi reprezentate grafic în fig. 2. S-au făcut măsurători pentru turaţia constantă $n=2\,300$ rot/min şi pentru două poziţii ale acului economizor, acţionat manual, de la carburatorul I.M.B.

CONCLUZII

Rezultatele obţinute în urma experienţelor efectuate pe motorul I.M.B. pot fi utile pentru aprecierea posibilităţilor de îmbunătăţire a parametrilor de funcţionare.

Reţinem :

1. Curbele randamentului volumetric η_v şi consumului specific de combustibil g_{e0} ne indică rezultate mai bune pentru deschiderea economizorului cu 1/2 rotaţie, în care caz coeficientul de exces de aer λ are valori mai mari.

2. Forma curbei lui λ corespunde cu cea cunoscută de la carburatoarele cu jiclor compensator, prezentînd un minim pentru $P_{e0}=8$ CP, după care creşte continuu.

3. Puterea maximă de 36 CP obţinută pentru 3/4 rotaţie a economizorului, s-a obţinut cu $\lambda=0{,}988$ şi cu un $\eta_v=67{,}6\%$.

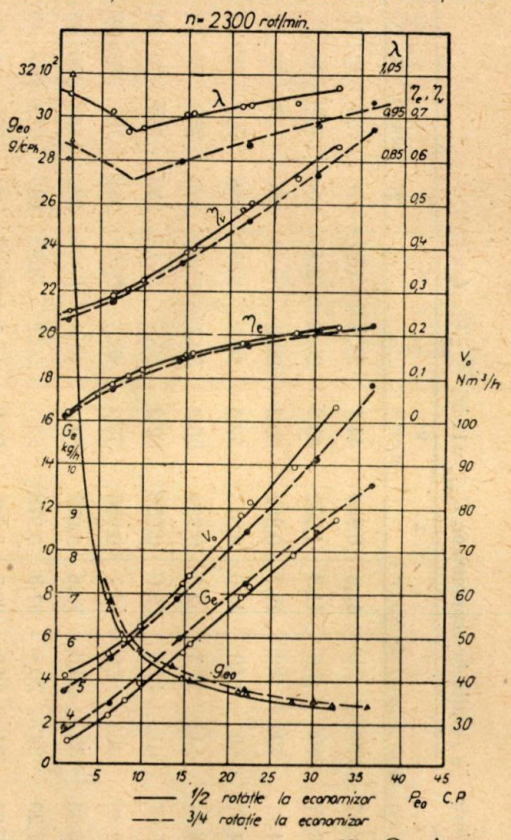


Fig. 2. Valorile lui λ, η_v, η_e, V_0, G_e şi g_{e0} în funcţie de puterea P_{e0}.

Aceste concluzii ne arată că puterea motorului I.M.B. poate fi mărită atît prin ridicarea randamentului volumetric cît şi prin îmbogăţirea amestecului, literatura de specialitate indicînd valori maxime de 85% pentru η_v, pentru motoarele cu carburator. O confirmare a acestor concluzii sînt rezultatele obţinute în urma modificării carburatorului, obţinîndu-se la o turaţie de 2 500 rot/min o putere de 45 CP.

ОБЪЕМНЫЙ К. П. Д. МОТОРА ИМБ-53

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Установлено изменение объемного к. п. д. мотора ИМБ-53 и избыточного коэффициента воздуха λ как функцию мощности при числе оборотов $n = 2300$ об/мин. и при повороте стрелки экономайзера на $^1/_2$, соответственно $^3/_4$ оборота.

Tabela 1

$n = 2\,300$ rot/min, $^1/_2$ rotație la economizor, $L_{min} = 11{,}56 \frac{Nm^3\ usc}{kg}$, $t_i = 12°C$

Nr. crt.	G g	Δt s	F kg	n rot/min	P_{e0} CP	G_e kg/h	g_{e0} g/CPh	h mm H_2O	V_0 Nm^3/h	λ	V' m^3um/h	η_v %	η_e %	T °K	B mm Hg	φ %	t_e °C	t_u °C	ΔP_e mm H_2O
1	100	99,6	0,75	2300	1,20	3,61	3200	7,0	41,0	0,984	44,1	25,6	1,97	290	758	70	49	66	2,0
2	100	101,0	0,82	2310	1,31	3,57	2900	7,0	41,3	1,002	43,8	25,3	2,18	288	762	68	39	78	0,8
3	100	85,6	3,81	2310	6,14	4,21	729	9,0	46,7	0,962	50,2	29,2	8,68	290	758	70	32	78	0,5
4	150	118,0	5,00	2306	7,98	4,57	609	10,0	49,6	0,918	52,6	30,5	10,37	288	762	68	43	85	0,5
5	150	110,1	5,96	2320	9,63	4,91	542	11,3	52,3	0,924	56,3	32,7	11,65	290	758	70	38	83	0,5
6	200	127,1	9,07	2300	14,52	5,67	416	16,0	62,6	0,956	67,2	39,0	15,15	290	758	70	42	89	1,5
7	200	123,0	9,60	2320	15,43	5,86	404	17,0	64,7	0,956	68,9	40,0	15,65	289	762	69	38	91	0,5
8	200	103,5	13,15	2300	21,05	6,96	352	25,0	78,6	0,978	84,4	49,0	17,95	290	758	70	45	93	1,5
9	200	100,0	13,87	2300	22,10	7,20	347	26,5	81,3	0,978	86,5	50,1	18,20	289	762	69	42	82	1,5
10	200	91,1	16,96	2300	27,20	7,91	310	32,5	89,7	0,983	96,8	56,2	20,40	291	759	71	61	81	1,5
11	250	102,8	20,10	2300	32,10	8,76	290	42,5	103,2	1,020	110,0	63,7	21,80	289	762	69	44	92	1,0
12	250	103,4	20,05	2300	32,20	8,70	288	43,0	103,2	1,028	111,3	64,6	21,90	291	759	71	53	94	1,5

Tabela 2

$n = 2\,300$ rot/min, $^3/_4$ rotație la economizor, $L_{min} = 11{,}56 \frac{Nm^3\ usc}{kg}$, $t_i = 12°C$

Nr. crt.	G	Δt	F	n	P_{e0}	G_e	g_{e0}	h	V_0	λ	V'	η_v	η_e	T	B	φ	t_e	t_u	ΔP_e
1	100	93,2	0,65	2300	1,042	3,86	3930	6,0	37,9	0,850	40,7	23,7	1,61	290,5	760	61,5	43	65	3,5
2	150	120,0	3,90	2300	6,260	4,50	764	8,5	45,3	0,872	48,7	28,3	8,28	290,5	760	61,5	40	73	1,5
3	150	90,0	8,70	2310	14,020	6,00	455	14,2	58,9	0,850	63,2	36,8	13,90	290,5	760	61,5	38	78	2,0
4	200	99,0	13,60	2300	21,800	7,27	355	22,5	74,4	0,887	80,0	46,5	17,80	291,0	760	62,0	48	82	1,0
5	200	85,0	18,50	2300	29,70	8,47	304	33,5	91,2	0,932	98,0	56,9	20,80	291,0	760	62,0	45	86	2,5
6	250	94,4	22,35	2300	35,90	9,53	282	47,5	108,8	0,988	116,9	67,6	22,40	291,0	760	62,0	46	90	1,0

Найденные значения для η_v и λ в случае максимальной мощности указывают, что эта мощность может быть увеличена повышением объемного к. п. д. и обогащением смеси. Подтверждением этого вывода служит результаты полученные на этом же моторе с измененным карбюратором, который позволил при 2500 об/мин развить мощность в 45 л. с.

LE RENDEMENT VOLUMÉTRIQUE DU MOTEUR IMB-53

(RÉSUMÉ)

On a étudié en ce qui concerne le moteur IMB-53 la variation du rendement volumétrique η_v et du coefficient d'excès d'air en fonction de la puissance à un nombre de tours $n=2\,300$ rot/min, les rotations de l'aiguille de l'économiseur étant 1/2, respectivement 3/4.

Les valeurs obtenues pour η_v et λ concernant la puissance maxime, montrent qu'elle peut être agrandie par l'augmentation du rendement volumétrique et par l'enrichissement du mélange.

Ces conclusions sont confirmées par les résultats obtenus sur le même moteur au carburateur modifié, qui a donné á un nombre de tours de 2 500/min une puissance de 45 Hp.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Bănărescu şi T. Raica, Contribuţii la studiul şi încercarea carburatoarelor cu tub corector, Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic Timişoara, Tomul 3 (17), 1958.
2. V. N. Bolţinski, *Motoare de tractoare şi automobil*, Editura Tehnică, 1955.

UNELE PROBLEME ALE CALCULULUI ÎNCĂLZIRII APARATELOR TERMOTEHNICE DE LABORATOR CU ALIMENTARE DIRECTĂ DE LA REȚEA

DE

V. BARBU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Cel mai comod procedeu de realizare a fluxurilor termice necesare diferitelor măsurători termotehnice este desigur procedeul electric, prin folosirea unor încălzitoare electrice corespunzătoare.

Pentru scoaterea aparatului în cauză de sub influența variațiilor de tensiune ale rețelei, care ar face imposibilă determinarea cu o precizie satisfăcătoare a energiei electrice consumate, se impune — ca primă și optimă soluție — alimentarea cu curent continuu de la o instalație specială constînd dintr-un grup convertizor alimentat de la rețea și o baterie de acumulatori. Astfel de instalații convertizoare sînt însă voluminoase și scumpe ; de aici necesitatea — în scopul realizării unor aparate cu o utilizare cît mai largă — de a păstra soluția alimentării directe a aparatului de la rețea, alimentînd sau reducînd la minimum influența defavorabilă a oscilațiilor inevitabile ale tensiunii.

Se realizează acest lucru prin folosirea unui contor, în locul procedeelor obișnuite de măsurare a energiei electrice consumate ; măsurătorile devin independente de oscilațiile de tensiune ale rețelei, deci mult mai comode și mai exacte. Păstrarea tensiunii la valoarea normală de lucru (120 sau 220 V [1]), funcție de construcția contorului, se poate asigura, cu o precizie de $\pm 1 \div 2$ V, au ajutorul unui autotransformator de alimentare cu prize comutabile ; micile oscilații în jurul tensiunii normale și erorile suplimentare corespunzătoare, a căror mărime depinde de clasa de precizie a contorului, se compensează. Rămîn a fi considerate numai erorile principale, datorite abaterii sarcinii contorului de la valoarea normală și erorile suplimentare, datorite abaterilor temperaturii și frecvenței de la valorile normale, erori care intervin în măsură egală sau chiar mai mare (prin cumulare) și în cazul procedeelor obișnuite.

Folosirea contoarelor pentru măsurarea fluxurilor termice în aparatele termotehnice de laborator întîmpină două dificultăți importante implicate,

[1]) Valori normalizate pentru construcția contoarelor.

pe de o parte, de valoarea relativ mică a fluxului termic, pe de alta, de necesitatea de variaţie a acestuia într-un interval cît mai larg cu puţină, după specificul aparatului considerat.

Rezultă astfel, pe de o parte, valori foarte mici ale intensităţii curentului de încălzire în comparaţie cu intensitatea curentului nominal al celor mai mici contoare existente [1]) şi, pe de alta, valori foarte variate ale acestei intensităţi, valori diferind de zeci de ori sau chiar de sute de ori, după intensitatea fluxului termic ce trebuie creat. Desigur utilizarea unui contor pentru înregistrarea unei energii atît de mici în comparaţie cu valoarea de etalonare şi mai ales a unei energii care poate varia într-o gamă atît de largă este imposibilă (v. fig. 1, unde sînt redate curbele de sarcină ale cîtorva tipuri de contoare de inducţie monofazate mai cunoscute, cu caracter industrial sau casnic. Contoarele de mare precizie prezintă curbe de sarcină mult mai favorabile, dar nici ele nu pot fi utilizate pentru o gamă atît de largă de încărcări).

De aici necesitatea ca rezistenţa de încălzire a aparatului să nu se conecteze direct la contor, ci printr-un montaj care să asigure un consum total de energie cît mai apropiat de valoarea de etalonare a contorului şi cît mai constant. Impunerea unui astfel de montaj face ca energia corespun-

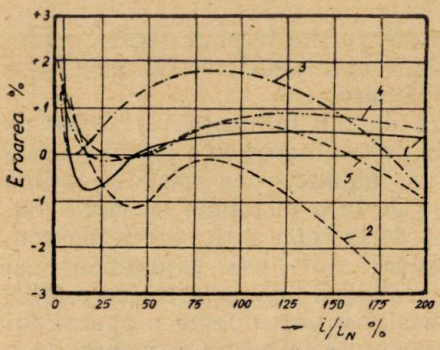


Fig. 1. Curbe de sarcină ale cîtorva tipuri de contoare de inducţie monofazate:
1 – clasa I (URSS – în proiect); *2* – tip P-I (URSS); *3* – tip B_1 (URSS); *4* – tip WZ_5; *5* – tip EJ (RPC).

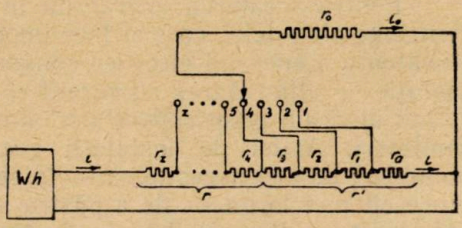


Fig. 2. Schema de montaj a rezistenţei de încălzire.

zătoare încălzitorului (energia utilă) să fie numai o fracţiune n din energia totală înregistrată de contor, funcţie de valorile rezistenţelor conectate în paralel şi în serie cu rezistenţa încălzitorului. Cum valorile acestor rezistenţe trebuiesc cunoscute cu exactitate pentru cunoaşterea raportului n, rezultă că variaţia încărcării rezistenţei de încălzire poate fi realizată numai în trepte.

Fracţiunea n apare astfel ca o mărime constructivă a aparatului, funcţie de poziţia comutatorului în trepte introdus pentru variaţia intensităţii fluxului termic. Cea mai simplă schemă de montaj este arătată în fig. 2.

[1]) Tensiunea de lucru de 120 V apare astfel mai favorabilă decît cea de 220 V.

Notînd cu R — rezistența totală a montajului din aval de contor, cu r — suma rezistențelor străbătute de curentul total i, cu r' — suma rezistențelor aferente curentului i' și cu r_0 — rezistența de încălzire, parcursă de curentul i_0, se deduce ușor

$$n = w_0/U_b i = r_0 i_0^2/Ri^2 = 1/\left(1+\frac{r_0}{r'}\right)\left(1+\frac{r}{r_0}+\frac{r}{r'}\right). \tag{1}$$

Față de conectarea directă a rezistenței de încălzire la contor, se introduce evident o eroare suplimentară caracteristică montajului, a cărei valoare relativă poate fi calculată pe baza expresiei

$$\Delta n/n = 2\frac{\Delta r}{r}\left(\frac{1}{1+r'/r_0}+\frac{1/r_0+1/r'}{1/r+1/r_0+1/r'}\right). \tag{2}$$

Dacă domeniul de lucru al aparatului și deci intervalul de încărcare a rezistenței de încălzire se poate determina relativ ușor, funcție de scopul pentru care se construiește, se pune problema care sînt diferitele soluții posibile în acoperirea acestui interval, care sînt legile corespunzătoare de trecere de la o treaptă de încălzire la alta și, mai ales, care este soluția optimă.

O primă soluție este aceea a unei variații lineare, conform relației

$$w_{0z} = w_{01} + a(z-1) \tag{3}$$

w_{01} — fiind încărcarea corespunzătoare primei trepte a comutatorului (încălzirea minimă), w_{0z} — încărcarea treptei z de încălzire, z — numărul treptei de încălzire, a — o constantă.

O astfel de acoperire a intervalului de lucru are dezavantajul că este foarte neuniformă. Într-adevăr, pe baza ecuației (3), raportul încărcărilor pentru primele două trepte se poate scrie

$$w_{02}/w_{01} = 1 + a/w_{01}$$

iar pentru ultimele două

$$w_{0z}/w_{0\,(z-1)} = 1 + (a/w_{01})/\left[1+\frac{a}{w_{01}}(z-2)\right] \tag{4}$$

de unde se vede că raportul încărcărilor primelor trepte de încălzire este mult mai mare decît al ultimelor. Ultima expresie ne arată de asemenea că raportul a două trepte succesive este în continuă descreștere.

Notînd cu $M = w_{0z}/w_{01}$ măsura intervalului de lucru, adică raportul încărcărilor extreme (cunoscute), constanta a poate fi calculată pe baza expresiei

$$a = \frac{M-1}{z-1} w_{01}. \tag{5}$$

Pentru a concretiza numeric, să considerăm, de exemplu (cazul unui aparat existent în Laboratorul de Termotehnică [1]), $M = 340$ și $z = 12$; rezultă

$$a/w_{01} \cong 31 \quad \text{și} \quad w_{0z} = w_{01}[1+31(z-1)].$$

[1]) Este vorba de aparatul dr. Bock, pentru măsurarea conductivității termice.

Raportul a două trepte succesive va fi

$$w_{0z}/w_{0\,(z-1)} = 1+31/[1+31\,(z-2)]$$

care, pentru primele două trepte de încălzire ($z=2$), are valoarea $w_{02}/w_{01}\cong 32$, iar pentru ultimele două ($z=12$), $w_{0\,12}/w_{0\,11}\cong 1{,}1$. Saltul pentru trecerea de la prima treaptă de încălzire la a doua este astfel de cca 30 ori mai mare decît pentru trecerea de la penultimă la ultima (v. şi fig. 3).

Adaptarea fluxurilor termice corespunzătoare acestor prime trepte atît de distanţate la rezistenţele termice de măsurat — în ipoteza că este vorba de un astfel de aparat — se va face în condiţii cu totul necorespunzătoare. Concluzia este că o variaţie lineară este neraţional a fi admisă, mai ales în cazul unor intervale mari de lucru şi al unor fluxuri termice reduse.

Fără a mai considera şi alte soluţii posibile ale variaţiei încărcării rezistenţei de încălzire în intervalul de lucru, studiul de mai sus arată că variaţia cea mai raţională este aceea corespunzătoare unui raport constant al treptelor succesive, deci conform ecuaţiei

$$w_{0z}/w_{0\,(z-1)} = a = \text{constant} \qquad (6)$$

sau

$$w_{0z} = w_{01}a^{z-1} = w_{01}e^{\beta\,(z-1)}\ ^{1}) \qquad (7)$$

adică după o lege exponenţială.

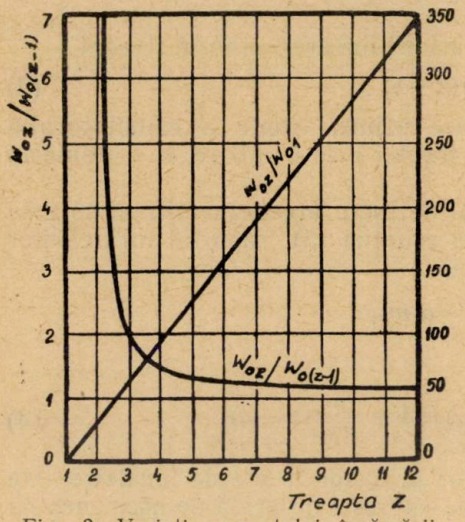


Fig. 3. Variaţia raportului încărcării a două trepte de încălzire succesive în cazul unei variaţii lineare a încărcării.

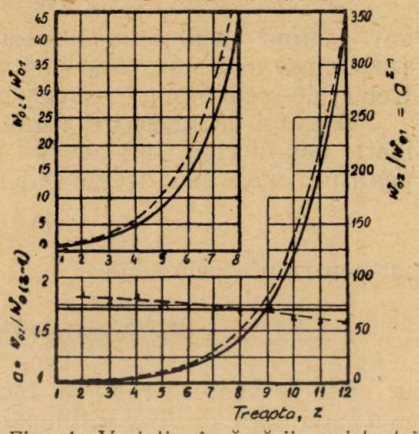


Fig. 4. Variaţia încărcării rezistenţei de încălzire (valori teoretice — linia plină — şi reale — linia întreruptă — raportate la prima treaptă).

Fixarea domeniului de lucru al aparatului şi deci fixarea măsurii intervalului $M=w_{0z}/w_{01}$ şi fixarea numărului de trepte z permit a determina imediat şi valoarea raportului constant a

$$a=e^{\beta}=M^{1/(z-1)} \qquad (8)$$

Pentru $M=340$ şi $z=12$, din exemplul precedent, se obţine $a=e^{\beta}=1{,}699$, $\beta=0{,}53$. Din fig. 4, unde am reprezentat valorile măsurate — raportate la

[1]) S-a introdus $a=e^{\beta}$ pentru comoditatea calculelor care urmează.

sarcina primei trepte — ale încărcării rezistenței de încălzire a aparatului considerat prin acest exemplu, se observă că legea de variație a acestora (curba trasată întrerupt) este foarte apropiată de aceea a unei variații exponențiale (curba trasată continuu); raportul încărcărilor a două trepte succesive nu rămîne constant la valoarea calculată mai sus $a=1{,}7$, ci variază ușor și aproape simetric în jurul acesteia, printr-o scădere lentă și continuă. Această abatere, împreună cu unele considerații în legătură cu valorile numerice admise în dimensionarea montajului, ne conduc la concluzia că respectiva dimensionare nu s-a făcut pe cale de calcul ci pe bază de măsurători directe.

Ne propunem a arăta mai departe în ce măsură este posibil ca prin schema de montaj admisă (v. fig. 2) să poată fi asigurată o variație exponențială a încărcării rezistenței de încălzire și în același timp să se asigure o încărcare totală a contorului cît mai constantă, astfel încît eroarea corespunzătoare abaterii maxime a acestei încărcări față de valoarea de etalonare să nu depășească o valoare admisă sau impusă (v. fig. 1). Ne propunem de asemenea a da totodată o metodă de calcul a unui astfel de montaj utilizabil în construcția oricărui tip de aparat termotehnic de laborator folosind fluxuri termice variabile.

Din ecuația (1) se vede imediat că, în cazul unei încărcări constante a contorului și a unei variații exponențiale a încălzirii w_0, raportul n va avea de asemenea o variație exponențială de ecuație

$$n=n_1 e^{\beta(z-1)} \tag{9}$$

unde

$$n_1=w_{01}/U_b i_1. \tag{10}$$

Rezultă că factorii componenți $g_1=1/(1+r_0/r')$ și $g_2=1/(1+r/r'+r/r_0)$ pot fi admiși de asemenea cu variații exponențiale, de ecuații

$$g_1=a_1 e^{\beta_1(z-1)} \quad \text{respectiv} \quad g_2=a_2 e^{\beta_2(z-1)} \tag{11}$$

observînd că în ceea ce privește constantele a_1, a_2, β_1 și β_2, toate pozitive, trebuie să avem

$$a_1 a_2=w_{01}/U_b i_1 \quad \text{și} \quad \beta_1+\beta_2=\beta. \tag{12}$$

Rezultă de aici următoarele legi de variație ale rezistențelor r' și r:

$$r'=r_0 \cdot a_1 e^{\beta_1(z-1)}/(1-a_1 e^{\beta_1(z-1)}) \tag{13}$$

$$r=r_0 \cdot a_1 e^{\beta_1(z-1)}/(1/a_2 e^{\beta_2(z-1)}-1). \tag{14}$$

Pentru rezistența totală a montajului R se obține expresia

$$R=r_0 \cdot a_1 e^{\beta_1(z-1)}/a_2 e^{\beta_2(z-1)} \tag{15}$$

de unde se vede că $R=\text{const}$ și deci încărcarea contorului ar fi riguros constantă numai pentru $\beta_1=\beta_2=\beta/2$, condiție care nu poate fi satisfăcută atunci cînd r' și r satisfac exact ecuațiile (13) și (14), cînd n, g_1 și g_2 satisfac deci exact ecuația (9) și respectiv (11). Cauza o constituie condiția

$$r+r'=R_0=\text{constant} \tag{16}$$

impusă de schema montajului admis (v. fig. 2).

Într-adevăr, înlocuind în ecuația (16) expresiile lui r și r', se obține

$$R_0 = r_0 \cdot \left[\frac{a_1}{a_2} e^{(\beta_1-\beta_2)(z-1)} + a_1^2 e^{2\beta_1(z-1)}/(1 - a_1 e^{\beta_1(z-1)}) \right] \tag{17}$$

care, pentru $\beta_1 = \beta_2$ (cu atît mai mult pentru $\beta_1 > \beta_2$), reprezintă o funcție pronunțat crescătoare. Condiția (16) impune astfel $\beta_2 > \beta_1$ ceea ce conduce la o rezistență totală R descrescătoare, influențînd dezavantajos asupra preciziei contorului.

Din ecuațiile (1), (9), (11) și (15) rezultă :

$$w_0 = \frac{U_b^2}{R} a_1 a_2 e^{(\beta_1+\beta_2)(z-1)} = U_b^2 a_2^2 e^{2\beta_2(z-1)}/r_0 \tag{18}$$

și, din identificarea acesteia cu ecuația (7),

$$\beta_2 = \beta/2 \tag{19}$$

și

$$a_2 = \sqrt{w_{01} r_0}/U_b = i_{01} r_0/U_b . \tag{20}$$

Ținînd seama și de ecuația (12), rezultă

$$a_1 = \sqrt{w_{01} r_0}/i_1 = i_{01}/i_1 \tag{21}$$

cu care β_2, a_2 și a_1 sînt determinate odată cu fixarea tensiunii de lucru U_b a rezistenței r_0 și a curentului total i_1 corespunzător primei trepte de încălzire. Observăm că exprimarea constantei a_1 în funcție de i_1 este cea mai comodă : încercarea de exprmiare funcție de rezistența R_0, ca mărime caracteristică a montajului, de exemplu, conduce la expresii foarte complicate. Este mai comod astfel ca R_0 să apară ca mărime derivată, calculată pe baza ecuației (17) care, pentru $z = 1$, ne dă

$$R_0 = [a_1/a_2 + a_1^2/(1 - a_1)]\, r_0 = [U_b + w_{01}/(i_1 - i_{01})]/i_1 . \tag{22}$$

Singura necunoscută pentru dimensionarea montajului rămîne exponentul β_1, care nu mai poate fi determinat pe baza ecuației (12), valabilă numai pentru $R = \text{const}$. De altfel, pentru R variabil, nici ecuația (9) nu mai rămîne valabilă, obținîndu-se pentru acest caz

$$n = (w_{01}/U_b i_1)\, e^{(\beta_1+\beta_2)(z-1)} . \tag{23}$$

Ecuația (17) arată că exponentul β_1, continuu descrescător ($\beta_1 < \beta_2$), poate fi determinat pentru orice treaptă de încălzire și deci montajul este determinat. Se poate asigura astfel cu exactitate condiția unei variații exponențiale a încărcării rezistenței de încălzire ; montajul nu permite însă și satisfacerea condiției unei încărcări riguros constante a contorului.

În cele ce urmează ne propunem a arăta în ce măsură variază încărcarea contorului funcție de valorile admise pentru parametrii de calcul ai montajului (U_b, r_0 și i_1) și, prin aceasta, în ce măsură este posibilă o alegere convenabilă a acestor parametri, astfel încît eroarea contorului datorită variației încărcării să rămînă sub o limită admisă sau impusă. Vom urmări așadar variația raportului $i/i_1 = 1/(R/R_1)$ funcție de mărimea parametrilor de calcul amintiți mai sus.

Pe baza ecuației (15) se poate scrie

$$R/R_1 = e^{\beta_1 (z-1)}/e^{\beta_2 (z-1)}. \quad (24)$$

Cu considerarea ecuațiilor (17), (20), (21) și (24) și notînd, pentru simplificare,

$$e^{\beta_1 (z-1)} = x \quad \text{și} \quad e^{\beta_2 (z-1)} = b, \quad (25)$$

obținem

$$x/b = 1 + (w_{01}/U_b)/(i_1 - i_{01}) - (w_{01}/U_b)\, x^2/(i_1 - i_{01} x) \quad (26)$$

ecuație de bază atît pentru determinarea lui β_1 sau a lui e^{β_1} pentru fiecare treaptă cît și pentru urmărirea variației lui $R/R_1 = x/b$ sau $i/i_1 = b/x$. Deoarece x reprezintă o funcție pozitivă crescătoare, x/b și deci și R/R_1 apare astfel ca o funcție descrescătoare și în consecință i/i_1 este o funcție crescătoare și anume cu o creștere cu atît mai puțin pronunțată cu cît ultimul termen al ecuației (26) este mai mic și penultimul termen mai mare. Deoarece influența ultimului termen este dominantă ($x/b < 1$), este de așteptat o încărcare a contorului cu atît mai puțin crescătoare și deci un montaj cu atît mai favorabil cu cît i_1 este admis mai mare (R_0 mai mic, U_b mai mic) și i_{01} mai mic (r_0 mai mare).

Pentru rezolvarea numerică a ecuației (26) este cel mai comod a se proceda astfel : pentru valorile admise ale parametrilor de calcul U_b, i_1 și $i_{01} = \sqrt{w_{01}/r_0}$ se dau diferite valori lui x pentru care se calculează valoarea funcției x/b și prin aceasta funcția $1/(x/b) = b/x$ și funcția $b = x \cdot (b/x)$. De aici $z = 1 + (1/\beta_2) \cdot \ln b = 1 + (2/\beta) \ln b$. Se pot stabili astfel funcțiile $x = f_1(z)$, $R/R_1 = x/b = f_2(z)$, $i/i_1 = b/x = f_3(z)$ și chiar $\beta_1 = f_4(z)$, deoarece $\beta_1 = (\ln x)/(z-1)$.

Desigur, deoarece i_1, r_0 și chiar w_{01} sînt arbitrare, atît pentru studiu cît și pentru proiectarea finală, este cel mai indicat, pentru ușurarea calculelor, a se admite : — i_1 exprimat (în A) printr-un număr întreg sau fracție simplă ; — w_{01}/U_b fracție zecimală cît mai simplă ; — r_0 astfel ca i_{01} să fie o fracție zecimală cît mai simplă. Faptul că pentru aparatul cercetat s-a admis $i_1 = 1{,}32$ A, $w_{01}/U_b = 0{,}112/120$ și $w_{01}/r_0 = 0{,}112/69{,}65$ [1]) (valori măsurate), se pare a fi un indiciu, după cum s-a mai amintit, că montajul admis nu a fost stabilit prin calcul.

În rezolvarea numerică a studiului propus, pentru simplificarea calculelor și pentru a putea trage concluzii și asupra exemplului considerat, am admis următoarele valori ale parametrilor de calcul : a. $U_b = 220$ V ; $i_1 = 0{,}2$; 0,5 ; 1 ; 2 ; 3 ; 4 ; 5A ; $w_{01} = 0{,}11$ watt ; ($w_{01}/U_b = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$) ; $r_0 = 11$; 68,75 ; 275 Ω ($i_{01} = 0{,}1$; 0,04 ; 0,02 A). b. $U_b = 120$ V ; $i_1 = 0{,}5$; 1 ; 2 ; 3 ; 4 ; 5A ; $w_{01} = 0{,}109$ watt și $w_{01} = 0{,}110$ watt ; $i_{01} = 0{,}04$A ($r_0 = 68{,}125$ respectiv 68,75 Ω).

Rezultatele pot fi urmărite în fig. 5, 6 și 7, curbe similare putînd fi obținute pentru orice date inițiale ale problemei.

Pentru a trage concluzii asupra influenței mărimii rezistenței de încălzire r_0, este suficient, de exemplu, a compara curbele *1, 5* și *6* din fig. 5, trasate pentru aceeași încărcare inițială a contorului ($i_1 = 1$ A) și aceeași

[1]) v. punctul *M* din fig. 6 și 7.

tensiune de lucru (U_b =220 V, pentru comoditatea calculelor). Se observă că variația încărcării contorului este cu atît mai mică, dar tot mai puțin resimțită, cu cît rezistența r_0 este mai mare. Același lucru poate fi urmărit

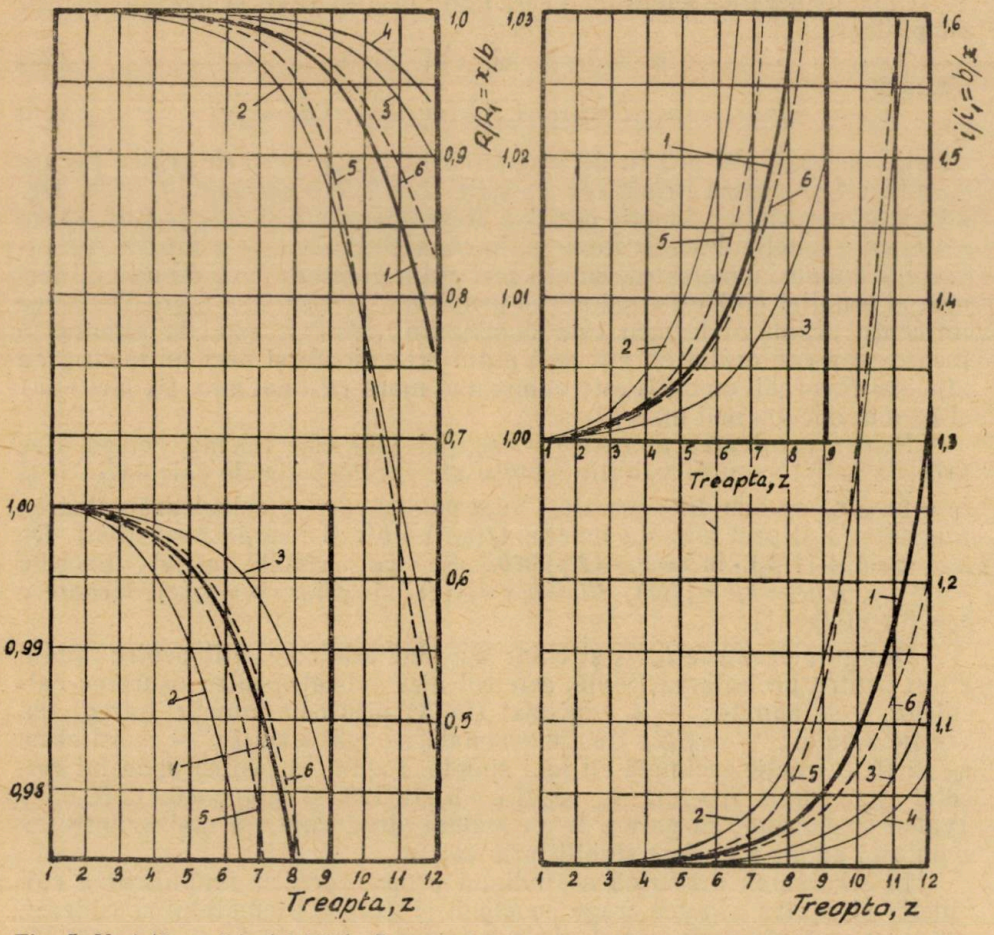


Fig. 5. Variația rezistenței totale R a montajului și variația încărcării contorului i pentru o tensiune de lucru U_b=220 V și diferite valori ale rezistenței de încălzire r_0 și ale curentului total i_1 (ale rezistenței R_0) :

1—r_0=68,75 Ω (i_{01}=0,04 A) ; i_1=1 A ; *2*—i_1=0,5 A ; *3*—i_1=2 A ; *4*—i_1=3 A (r_0 aceleași) ; *5*—r_0=11 Ω (i_{01}=0,1 A) i_1=1 A ; *6*—r_0=275 Ω ; i_1=1 A.

și în fig. 6 ; se observă că influența rezistenței r_0 se resimte cu atît mai puțin cu cît încărcarea inițială este mai mare. Se poate conchide astfel în ceea ce privește valoarea rezistenței r_0 că este indicat a fi admisă cît mai mare posibil, fără a se depăși însă valori ce ar conduce la complicații constructive cu avantaje neglijabile în privința reducerii variației încărcării totale.

Influența încărcării inițiale i_1 poate fi urmărită atît în fig. 5 cît mai ales în fig. 6. Este factorul care influențează cel mai mult variația încărcării contorului și, printr-o alegere corespunzătoare a lui, este posibilă limitarea variației amintite și deci și a erorii maxime a contorului la valori oricît de mici, funcție de curba de erori a contorului utilizat (v. fig. 1). Mărirea încărcării inițiale este limitată numai din considerații referitoare la consumul de energie (de altfel destul de amic — v. fig. 6 și 7) și la rezistența R_0 care, pentru valori prea mici, poate implica unele greutăți constructive.

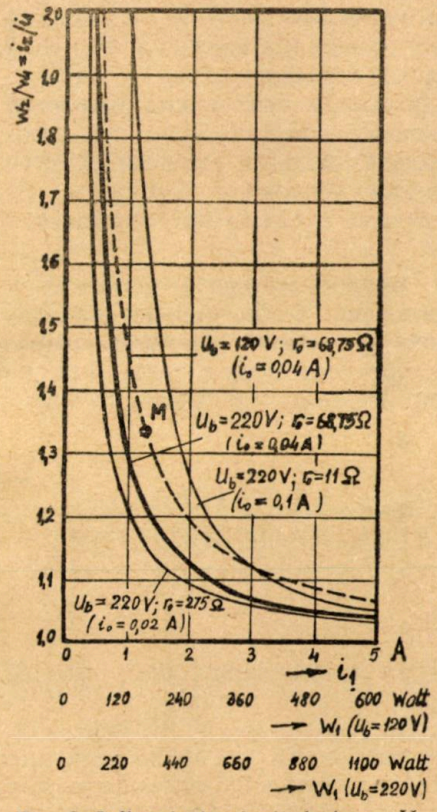


Fig. 6. Influența tensiunii de lucru U_b a rezistenței de încălzire r_0 și a încărcării inițiale i_1 asupra variației încărcării contorului.

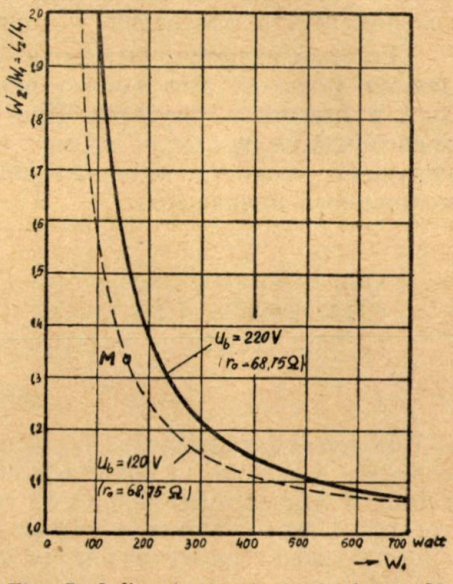


Fig. 7. Influența tensiunii de lucru U_b și a consumului inițial de energie w_1 asupra variației încărcării contorului.

Influența tensiunii de lucru U_b poate fiu rmărită în fig. 6 și mai ales în fig. 7. Se observă că o tensiune de lucru $U_b = 120$ V este mai favorabilă decît $U_b = 220$ V, conducînd la consumuri energetice mai mici, respectiv, pentru același consum de energie, la variații mai mici ale încărcării și deci la erori mai mici. O tensiune de lucru mai mică de 120 V ar fi și mai favorabilă, dar 220 V și 120 V sînt singurele tensiuni pentru care se execută contoare monofazice. De remarcat că dezavantajele unei tensiuni de lucru mai mari sînt resimțite cu atît mai puțin cu cît încărcarea inițială este mai mare (R_0 mai mic).

НЕКОТОРЫЕ ЗАДАЧИ ПО РАСЧЕТУ НАГРЕВА ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ЛАБОРАТОРНЫХ АППАРАТОВ ПРИ ПИТАНИИ ОТ СЕТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе указывается, что неблагоприятное явление колебаний напряжения сети может быть устранено только применением счетчика вместо обычных приемов измерения расхода электричества в лаборатории. Указывается также, что для перекрытия как можно большего срока работы, требуется, чтобы нагревающее сопротивление не включалось прямо к счетчику, а посредством приспособления обеспечивающего постоянную нагрузку счетчика. Изменение теплового потока может быть осуществено только ступенчатым образом; самая целесо-образная закономерность изменения — степенная.

Устанавливаются законы и метод расчета каждого элемента и даются указания для выбора параиетров, так чтобы ошибки находились в известных пределах. При условии применения счетчика одинакового класса точности, прямое питание от сети переменного тока не нарушает точности установленной при питании постоянным током постоянного напряжения.

QUELQUES PROBLÈMES CONCERNANT LE CALCUL DU CHAUFFAGE DES APPAREILS TERMOTECHNIQUES DE LABORATOIRE À ALIMENTATION DIRECTE DU RÉSEAU

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage représente une étude et en même temps une méthode complète de calcul du chauffage des appareils thermotechniques de laboratoire à alimentation directe du réseau. On montre que l'influence défavorable des oscillations inévitables de la tension du réseau ne peut être éliminée qu'en remplaçant par un comptoir les procédés habituels de mesure en laboratoire de la consommation de l'énergie électrique. On indique aussi que pour faire face à un intervalle de travail aussi grand que possible, selon le but de l'appareil construit, la résistance de chauffage ne doit pas être couplée au comptoir que par l'intermédiaire d'un montage qui puisse assûrer une charge aussi constante que possible du comptoir. En ce cas, la variation du flux thermique ne peut être réalisée que par etages, la loi la plus favorable de cette variation étant celle exponentielle. On établit la loi et la méthode de calcul de chaque élément du montage et on indique les valeurs qu'on doit admettre pour les paramètres de calcul de manière que les erreurs principales du comptoir se trouvent sous la limite choisie ou imposée. Si on utilise un comptoir de la même précision, l'alimentation directe du réseau du courant alternatif ne conduit point à une précision inférieure à l'alimentation à courant continuu de tension rigoureusement constante.

STUDIUL INFLUENȚEI TEMPERATURII AMESTECULUI ASUPRA CIFREI OCTANICE

DE

V. BERINDEAN

Comunicare prezentată în Sesiunea VI-a de comunicări Științifice a cadrelor didactice din 7—8 iunie 1958

Utilizarea energiei în motoare cu ardere internă cu aprinderea prin scînteie este îmbunătățită prin creșterea în primul rînd a raportului de compresie.

Odată cu creșterea raportului de compresie se îmbunătățesc indicii tehnico-economici ai motorului, se mărește puterea efectivă a motorului, puterea litrică, și se micșorează greutatea lui specifică.

Ca urmare, astăzi în construcția de motoare cu aprindere prin scînteie există tendința de a mări continu raportul de compresie, astfel încît să se ajungă la modelele noi de motoare la un raport de compresie de 9÷10. Mărirea raportului de compresie este însă limitată de arderea cu detonație.

Apariția arderii detonante se explică prin acțiunea simultană a unei serii de fenomene fizice și chimice ce au loc în amestecul de lucru.

Stabilitatea combustibilului față de detonație se caracterizează prin cifra sa octanică determinată prin încercări într-un motor special monocilindric în condiții standardizate.

Cu toate că s-a căutat să se aleagă condițiile de încercare să fie cît mai apropiate de acelea de funcționarea motoarelor din exploatare, totuși prin efectuarea determinării cifrei octanice pentru un singur punct așa cum prevăd normele în prezent nu este posibil să se obțină rezultate satisfăcătoare pentru exploatare. Cu atît mai mult că, în prezent nici criteriile de comparație în ceea ce privește calitățile antidetonante determinate în motorul monocilindric experimental și acelea determinate în condiții de cale nu sînt unitare.

Indiferent de teoria admisă pentru a explica procesul de detonație el este influențat în mod hotărîtor de temperatură. Din cauza inerției dispozitivelor pentru înregistrarea temperaturii nu este posibil să ur-

mărim variaţiile de temperatură în timpul proceselor de funcţionare din motoare. Determinarea variaţiei de temperatură se face prin calcul pe baza cunoaşterii unei temperaturi a unui punct al ciclului. Metoda admisă în general pentru a studia procesele de lucru ale motoarelor. Temperatura unui punct al ciclului are astfel o influenţă importantă asupra variaţiei de temperatură a ciclului şi ca urmare asupra proceselor din camera de combustie a motorului.

In cadrul lucrării de faţă ţinînd seamă de acele arătate mai sus s-a cercetat şi s-a studiat influenţa temperaturii amestecului asupra fenomenului de detonaţie urmărindu-se :

1. Stabilirea influenţei temperaturii asupra calităţilor antidetonante ale principalilor combustibili etaloni, folosiţi în industria noastră petroliferă.

2. Compararea comportării a unui combustibil etalon cu un combustibil folosit în exploatare cu aceeaşi cifră octanică.

3. Posibilitatea stabilirii unei metode de determinare a cifrei octanice pe baza variaţiei temperaturii.

2. METODICA ŞI REZULTATELE EXPERIENŢELOR

2.1. Descrierea instalaţiei

Studiul experimental al calităţilor antidetonante ale combustibililor cercetaţi în funcţie de temperatură s-a făcut cu ajutorul unui motor monocilindric experimental folosit în rafinăriile noastre pentru determinarea cifrei octanice, de construcţie sovietică ŢIAM.

Datele principale ale motorului :

1. Motorul : monocilindric în 4 timpi.
2. Diametrul cilindrului : 85 m/m.
3. Cursa pistonului : 115 mm.
4. Cilindreea : 0,652 l.
5. Raportul de compresie : 4÷10.
6. Turaţia : 900±9 rot/min.

Metoda de măsurare a detonaţiei : s-a folosit un indicator de detonaţie cu membrană şi tijă cu un detonaţiometru compus dintr-un milivoltmetru legat la bornele unui termoelement.

Eroarea absolută a determinării cifrei octanice este de 0,5 CO pentru combustibili a căror cifră octanică este mai mare de 50.

2.2. Rezultate experimentale

Determinarea influenţei temperaturii asupra variaţiei cifrei octanice (a calităţilor antidetonante) s-a făcut prin determinarea cifrei octanice pentru diferite temperaturi ale amestecului, cunoscîndu-se în prealabil cifra octanică pentru condiţiile standard. Reglarea indicatorului de detonaţie conform normelor s-a făcut pentru condiţiile de funcţionare standard, ţinîndu-se seamă de corecţia necesară a numărului de milimetri

de la micrometrul dispozitivului de reglare al raportului de compresie, cu relaţia :

$$M = M_{760} - (B - 760) \cdot 0{,}03 \qquad (1.2)$$

în care : B — presiunea barometrică mm Hg în timpul experienţei ;
M — numărul de milimetri fixat pe micrometru ;
M_{760} — numărul de milimetri corespunzător lui $B = 760$ mm Hg (se ia din tabelul instalaţiei).

Modificîndu-se prin varierea curentului de încălzire temperatura amestecului s-a modificat şi intensitatea detonaţiei şi s-au schimbat indicaţiunile detonaţiometrului. Pentru a reveni la aceeaşi intensitate de detonaţie s-a modificat raportul de compresie pînă cînd s-a obţinut la detonaţiometru un număr de diviziuni egal sau aproximativ egal cu acela pentru care s-a efectuat reglajul indicatorului de detonaţie.

Corespunzător cu noul raport de compresie, după recalcularea lui : M_{760} cu relaţia :

$$M_{760} = M + (B - 760)0{,}03 \qquad (2.2)$$

intervale de cîte 5 minute.

In diagrama din fig. 1 sînt date curbele de variaţie ale cifrei octanice în funcţie de temperatură pentru E 92,78, E 78,7 şi E 60.

Se constată că pentru temperaturi apropiate de temperatura standard variaţiile cifrei octanice sînt mici, ca urmare o mică variaţie a temperaturii amestecului are o influenţă redusă asupra cifrei octanice. Odată cu scăderea temperaturii amestecului se îmbunătăţesc calităţile antidetonante în special la combustibili cu cifra octanică mică, care au o sensibilitate mai mare în ceea ce priveşte detonaţia la temperaturi scoborîte.

In fig. 2 sînt date comparativ diagramele de variaţie ale cifrei octanice în funcţie de temperatură pentru benzina auto STAS 176-49 şi etalonul E 60.

Comportarea celor doi combustibili nu este aceeaşi deşi au aceeaşi cifră octanică, de unde rezultă că cifra octanică stabilită pentru un singur punct de funcţionare a motorului monocilindric experimental nu este concludentă. Comportarea diferită se explică prin constituţia chimică diferită a celor doi combustibili.

Pentru a evita inconvenientele rezultate din varierea raportului de compresie şi a impreciziei reglajului prin această metodă s-a încercat următoarea metodă de determinare a cifrei octanice în funcţie de temperatură :

S-a menţinut în tot timpul determinărilor raportul de compresie constant corespunzător cifrei octanice pentru condiţiile standard şi s-au înregistrat pentru diferite temperaturi deviaţiile detonaţiometrului. Cu valorile astfel stabilite s-a trasat diagrama de variaţie a diviziunilor detonaţiometrului în funcţie de temperatură (fig. 3).

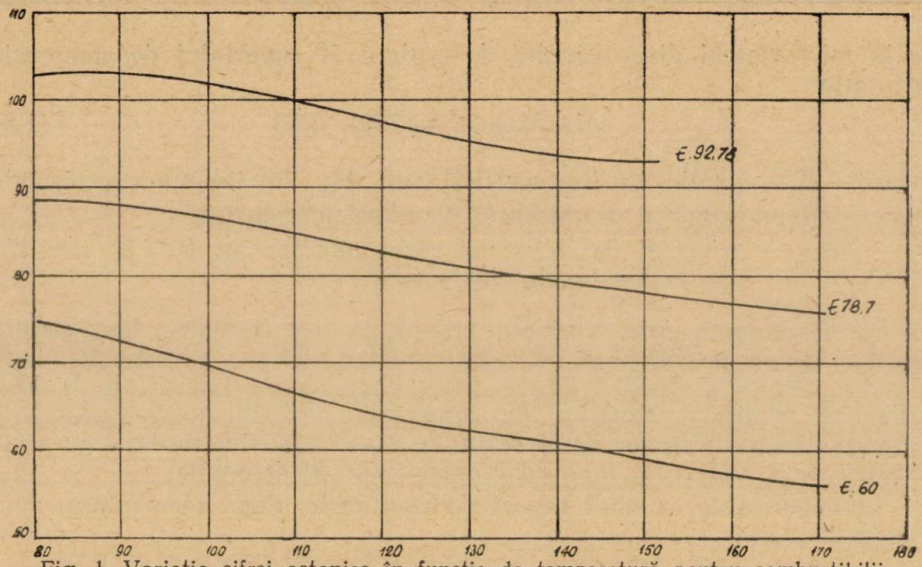


Fig. 1. Variația cifrei octanice în funcție de temperatură pentru combustibilii etaloni: E 92,78, E 78,7 și E 60.

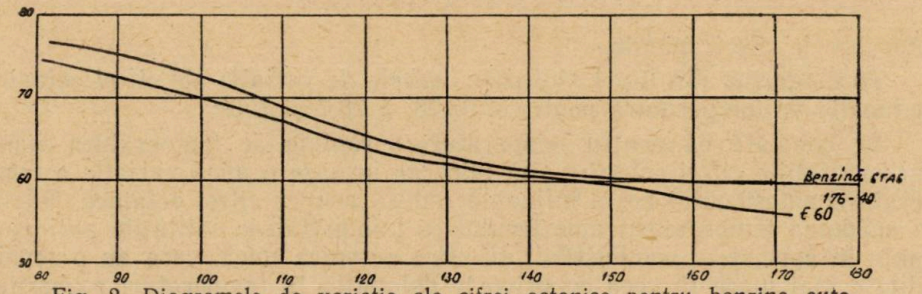


Fig. 2. Diagramele de variație ale cifrei octanice pentru benzina auto STAS 176-49 și etalonul E 60.

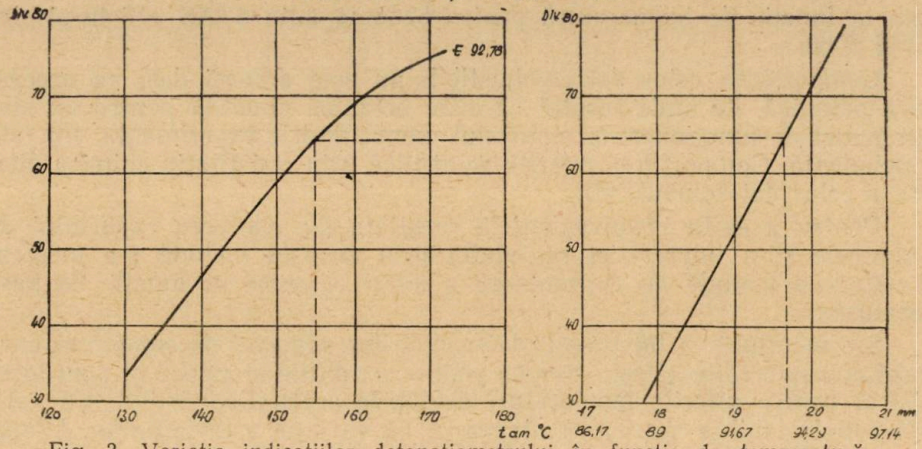


Fig. 3. Variația indicațiilor detonațiometrului în funcție de temperatură.

Apoi revenind la temperatura standard s-a determinat pentru diferite rapoarte de compresie numărul de diviziuni indicate de detonaţiometru. Rezultatul acestor determinări este dat în diagrama din fig. 3.

Cu procedeul indicat în figură se determină din fig. 3 o cifră octanică aparentă, pentru o anumită temperatură respectiv numărul de mm corespunzător ei. Se face apoi diferenţa dintre numărul de mm corespunzător cifrei octanice standard şi numărul de mm corespunzători cifrei octanice aparente, diferenţa se adună algebric cu numărul de mm corespunzător cifrei octanice determinate în condiţii standard şi se determină cu ajutorul tabelelor cifra octanică corespunzătoare temperaturii date.

3. CONCLUZII

Pe baza experienţelor efectuate s-au tras următoarele concluzii:

1. Variaţia temperaturii amestecului influenţează asupra calităţilor antidetonante, astfel încît cifra octanică determinată pentru temperatura standard nu dă indicaţii suficiente pentru comportarea în exploatare.

Se impune astfel folosirea unei metode de determinare a cifrei octanice bazată pe determinarea comportării pentru mai multe temperaturi.

2. Determinarea calităţilor antidetonante în funcţie de temperatură ar putea fi o metodă unitară de încercare atît pentru motoarele monocilindrice experimentale cît şi pentru motoarele din exploatare.

3. Metoda determinării cifrei octanice cu ajutorul determinării variaţiilor indicaţiilor detonaţiometrului în funcţie de temperatură poate constitui o metodă de determinare a calităţilor antidetonantă pentru mai multe puncte.

ИЗУЧЕНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ СМАСИ НА ОКТАНОВОЕ ЧИСЛО

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В этом сообщении рассматривается вопрос влияния температуры на октановое число. Исследования были произведены на установке советского производства ТИАМ с одноцилиндровым мотором для определения октанового числа. Исследуемые горючие были: эталоны ⊅E92,78 ⊅„E78,7 E60 и автомобильный бензин ГОСТ 176—49.

Кроме стандардного метода определения октавного числа, был испробован метод оснований только на вариации температуры (без вариация отношения сжатия).

Результаты показали, что необходимо заменить метод определения октавного числа одной единственной точкой работа с определением для других точек.

L'ÉTUDE DE L'INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE SUR L'INDICE OCTANIQUE

(RESUMÉ)

Les recherches ont été effectuées à l'aide d'une installation Soviétique TIAM avec un moteur monocylindrique pour la détermination de l'indice octanique. Les combustibles étudiés sont : les étalons DE 92,78 DE 78,7, E 60 et l'essence auto Stass 176-49.

Outre la méthode standardisée de détermination de l'indice octanique on a expérimenté aussi une méthode basée sur la variation de la température (sans varier le rapport de compression).

Les résultats prouvent qu'il est nécessaire de remplacer la méthode de détermination de l'indice octanique à un seul point de fonctionnement par la détermination à plusieurs points.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Bănărescu, *Motoare cu ardere internă,* v. I, Editura Tehnică, 1957, p. 270—275.
2. A. S. Orlin, *Motoare cu ardere internă,* v. I, Academia R.P.R. Institutul de studii romîno-sovietică, 1955, p. 139—141.
3. M. Marder, *Motorkraftstoffe,* 1 Band, Berlin, Springer Verlag, 1942, p. 466—467.

ÎNCERCĂRI ASUPRA TABLELOR DE CAZAN DE LOCOMOTIVĂ

DE

I. HAJDU şi L. KOVATS

Comunicare prezentată în sesiunea VI-a de comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 7—8 iunie 1958

1. CONSIDERAŢIUNI GENERALE

1.1. O parte din defectele care apar la cazane de aburi se datoreşte calităţii necorespunzătoare a tablelor de cazan. Solicitarea tablelor e complexă ; ele trebuie să reziste atît la solicitări mecanice, cît şi la cele ce apar în urma variaţiilor de temperatură. La cazanele de locomotivă, peste solicitările statice se suprapun şi solicitările dinamice datorite trepidaţiilor şi şocurilor termice.

1.2. Prezentul studiu se ocupă cu examinarea proprietăţilor tablelor prelevate din 4 cazane de locomotivă de tipuri diferite — avînd fiecare o vechime în exploatare între 25—45 ani în comparaţie cu caracteristicile tablelor noi din oţelurile OLK 1 şi OLK 2 (STAS 2883-55). Scopul urmărit a fost furnizarea de date obiective pentru redactarea instrucţiunilor de reparare a cazanelor de locomotive.

1.3. La cazane de locomotive se înregistrează deseori fisuri şi crăpături atît în locurile de contact cu apa cît şi în cele expuse numai aburului. Fig. 1 arată un astfel de defect. În privinţa originii acestor fisuri şi crăpături părerile sînt împărţite. Unii susţin că ele s-ar încadra în categoria ruperilor datorită fluajului metalului, alţii sînt de părere că aceste ruperi se produc prin obosirea metalului.

Luînd în considerare faptul că la cazanele de locomotivă apar crăpături şi în porţiuni în care temperatura maximă nu depăşeşte 200—210 °C, se pare că natura fisurilor şi crăpăturilor trebuie artibuită ruperilor prin oboseală, întrucît rezistenţa la fluaj la această temperatură este superioară celei la oboseală.

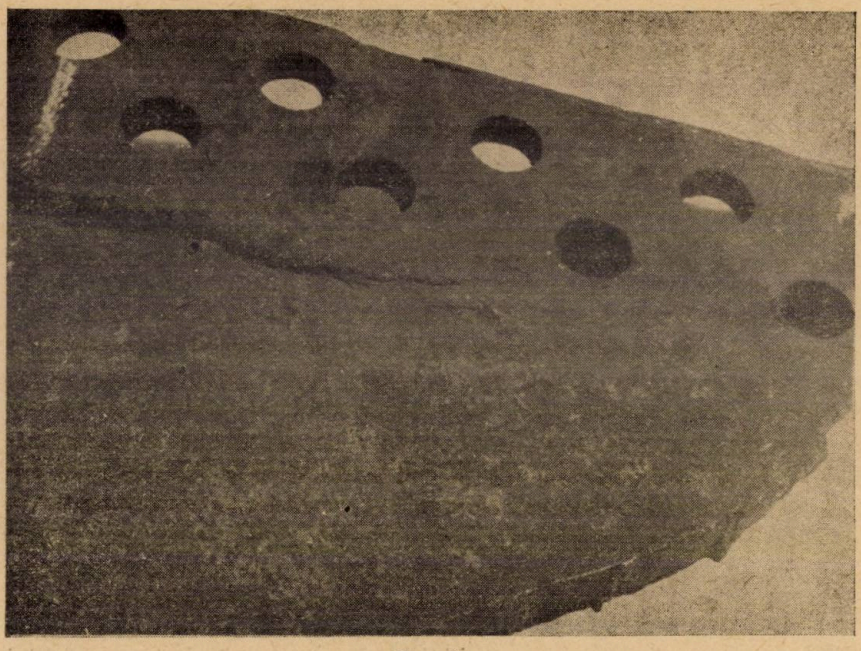


Fig. 1.

2. INCERCĂRI

Asupra oţelurilor OLK 1 şi OLK 2 şi a tablelor cazanelor de locomotivă vechi marcate cu nr. 376 — cu o vechime în exploatare 43 ani şi nr. 141 cu o vechime în exploatare 37 ani, s-au executat mai multe feluri de încercări.

Asupra tablelor extrase din tablele cazanelor de locomotivă marcate cu nr. 220 — cu o vechime în exploatare 36 ani şi nr. 226 cu o durată de exploatare 25 ani — din lipsă de material s-au efectuat numai încercări de fluaj.

Tabela 1 conţine analizele chimice ale oţelurilor examinate.

Tabela 1

Nr. crt.	Oţelul		Starea de livrare şi grosimea tablei	Compoziţia chimică în %					
	marca	STAS		C	Si	Mn	P	S	Cu
1	OLK 1	2883-55	nouă 14 mm	0,14	0,250	0,54	0,027	0,02	urme
2	OLK 2	2883-55	nouă 14 mm	0,19	0,260	0,33	0,030	0,02	0,23
3	376 CE	—	veche 14 mm	0,07	0,058	0,42	0,029	0,03	—
4	376 VS	—	veche 14 mm	0,07	0,058	0,40	0,029	0,03	—
5	141 CE	—	veche 18 mm	0,07	0,147	0,29	0,043	0,015	—
6	141 VS	—	veche 18 mm	0,27	0,042	0,53	0,053	0,03	—

2.1. Încercarea la întindere

Încercarea la întindere a oţelurilor OLK 1 şi OLK 2 precum şi a tablelor din cazanele vechi de locomotivă s-a făcut pe epruvete cilindrice cu $d=8$ mm.

Din materialul oţelurilor OLK 1 şi OLK 2 s-au încercat cîte două epruvete în stare de livrare (normalizată) şi cîte două în stare îmbătrînită (maturizată). Toate epruvetele aveau axa paralelă cu direcţia de laminare (L) a tablelor.

Îmbătrînirea artificială a oţelurilor OLK 1 şi OLK 2 s-a făcut prin deformare plastică la întindere pînă la o alungire de 10%, urmată de o încălzire timp de două ore la temperatura de 250°.

Cantitatea de material disponibil, extrasă din cazanele vechi — cutia exterioară (CE) şi virola superioară (VS) — a permis confecţionarea numai a cîte două epruvete de întindere : una în sensul longitudinal (L) şi una în sensul transversal (T).

Luînd în considerare vechimea în serviciu a cazanelor, a fost verosimilă îmbătrînirea materialului tablei.

Aprecierea gradului de îmbătrînire al tablelor cazanelor vechi s-a făcut comparînd rezultatele încercărilor obţinute pe epruvetele materialului vechi cu rezultatele încercărilor obţinute pe epruvete aparţinînd aceloraşi cazane, dar supuse în prealabil unui tratament de recoacere de normalizare. Scopul tratamentului preliminar a fost ca materialul vechi să fie adus într-o stare apropiată celeia pe care a avut-o tablele în starea nouă. Această serie, de epruvete de întindere tratate termic — din lipsă de material — a fost confecţionată din epruvetele utilizate anterior la încercarea de fluaj.

Rezultatele încercărilor la tracţiune au fost trecute în tabela 2.

Din analiza rezultatelor se constată :

a) *Oţelurile OLK 1 şi OLK 2*

— Cifrele de rezistenţă ale celor două oţeluri în stare de livrare corespund prevederilor STAS nr. 2883-55.

— Rezistenţa la rupere σ_{rup} a epruvetelor îmbătrînite depăşeşte cu 15—20% pe cea a epruvetelor în stare de livrare (normalizată), după STAS.

— Limita de curgere σ_c creşte cu peste 100%, ajungînd aproape de rezistenţa la rupere.

— Alungirea la rupere scade cu 40—50% — iar gîtuirea cu numai 6—8%.

b) *Tablele cazanului 376*

— σ_{rup} şi σ_c a probelor confecţionate din epruvete încercate la fluaj şi supuse tratamentului de normalizare, nu s-a modificat sensibil faţă de valorile obţinute la probele netratate.

Tabela 2

Nr. crt.	Marca	Starea	Încercarea la tracţiune				Rezilienţă (Mesnager	
			σ_r kgf/mm²	σ_c kgf/mm²	δ_5 %	ψ %	K_{18} kgf. m / cm²	
1	OLK 1L	de livrare	42,5	23,0	35	65,7	15,5	
		îmbătrînit	52,3	47,6	19	59,5	7,6	
2	OLK 2L	de livrare	41,3	21,21	37,1	70,5	15,0	
		îmbătrinit	47,6	45,0	23,1	62,7	2,8	
3	376	normalizat	32,4	22,0	38,5	78,1	—	
	CE. L	veche	31,6	20,6	36,5	74,9	—	
4	376	normalizat	32,6	23,3	41,5	76,8	—	
	CE. T	veche	31,9	21,8	41,5	74,8	—	
5	376	normalizat	32,7	21,9	28,5	31,3	—	
	VS. L	veche	32,4	22,9	35'5	77,8	—	
6	376	normalizat	32,8	23,0	43,2	72,8	—	
	VS. T	veche	32,7	22,4	33,7	81,7	—	
7	141	normalizat	42,3	28,85	39,2	72,8	26,3	
	CE. L	veche	—	—	—	—	24,3	
8	141	normalizat	35,9	25,7	31,7	68,2	16,9	
	CE. T	veche	36,9	26,8	37,5	70,9	13,6	
9	141	normalizat	48,7	34,6	33,5	50,8	11,9	
	VS. L	veche	—	—	—	—	8,9	
10	141	normalizat	50,3	34,5	33,7	62,7	—	
	VS. T	veche	46,5	—	30,5	56,8	—	

— σ_{rup} şi σ_c a probelor longitudinale (L) şi a celor transversale (T) sînt practic egale.

— Alungirea la rupere şi gîtuirea (cu excepţia epruvetei 376 VSL) nu diferă sensibil la cele două stări ale epruvetelor.

c) *Tablele cazanului 141*

Numărul probelor de tracţiune fiind redus, rezultatele nu pot fi considerate pe deplin concludente. Se remarcă totuşi că diferenţele dintre rezultatele obţinute la epruvetele în stare normalizată şi nenormalizată sînt mai mari decît la cazanul 376, fără a depăşi 10%.

2.2. Încercarea de rezilienţă

Susceptibilitatea tablelor de cazan faţă de îmbătrînire a fost relevată mai bine prin încercarea de rezilienţă. Regimul de îmbătrînire artificială a fost cel clasic arătat la 2.1.

Încercările s-au făcut conform STAS 1400-50 pe probe tip Mesnager extrase din tablele noi OLK 1 şi OLK 2, şi din tablele cazanului 141 în cele două stări.

Rezultatele obţinute — mediile a trei încercări — sînt trecute tot în tabela 2. Din ele rezultă :

a) *Oţelurile OLK 1 şi OLK 2*

— în stare de livrare ambele oţeluri au aceeaşi rezilienţă.

— în stare îmbătrînită scăderea rezilienței este de cca 50% la OLK 1 și de cca 80% la OLK 2.

b) *Tablele cazanului 141*

— rezilienta epruvetelor — tăiate din tablă veche, fără tratament de normalizare — este cu 8—20% inferioară celor supuse unei recoaceri de normalizare.

— rezilienta epruvetelor extrase în sens longitudinal depășește cu 35—50% pe a celor luate în sens transversal.

— rezilienta probelor extrase din virola superioară ($C=0{,}27\%$) este cu peste 50% mai scăzută decît a probelor luate din cutia exterioară ($C=0{,}07\%$).

2.3. Încercarea la fluaj

Utilizînd o instalație de fluaj de construcție proprie — avînd ca mediu de încălzire plumb topit, au fost făcute următoarele determinări:

— Limita tehnică de fluaj de scurtă durată a oțelurilor OLK 1 și OLK 2 conform normelor Véritas și GOST. Limita tehnică de fluaj s-a notat cu σ_{5-30} după Véritas respectiv σ_{10-30} după GOST și DIN.

— Viteza medie de fluaj a tablelor cazanelor vechi nr. 376 și 141 la o solicitare egală cu limita tehnică de fluaj determinată experimental pentru oțelul OLK 2.

— Limita tehnică de fluaj de scurtă durată a tablelor cazanelor vechi nr. 220 și 226.

2.3.1. Determinarea limitei tehnice de fluaj de scurtă durată a oțelurilor OLK 1 și OLK 2.

S-au încercat serii de cîte 5—6 epruvete pentru fiecare calitate de oțel și poziție a epruvetei față de direcția laminării tablelor la diferite încărcări.

Pe baza măsurătorilor efectuate au fost trasate curbele de fluaj aferente temperaturii $T=400$ °C similare cu cele reprezentate în fig. 2. Pe aceste curbe s-au determinat vitezele medii de fluaj în intervalul de timp cuprins între a 25-a și 35-a oră de la aplicarea sarcinii.

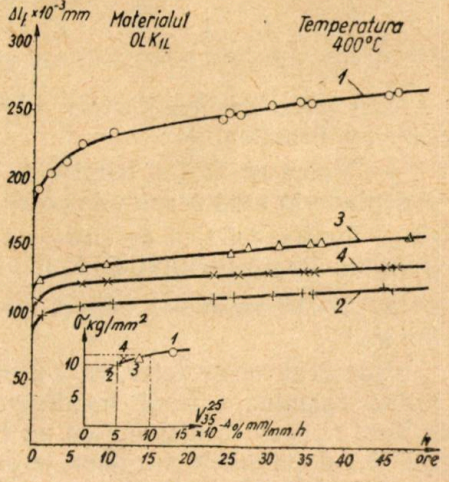


Fig. 2.

În funcție de vitezele de fluaj corespunzătoare unei serii de epruvete, s-a trasat în planul curbelor de fluaj și curba $\sigma=f(V_{35}^{25})$ de pe care s-a stabilit limita tehnică de fluaj σ_{5-30} după normele Véritas și σ_{10-30} după normele GOST.

Rezultatele obţinute pentru oţelurile OLK 1 şi OLK 2 s-au trecut în tabela 3.

Tabela 3

Oţelul	Orientarea epruvetei în tablă	Încercarea la fluaj				
		Proba nr.	σ kgf/mm²	$V_{35}^{25} \cdot 10^{-4}$ % mm/mm·h	σ_{5-30} kgf/mm²	σ_{10-30} kgf/mm
OLK 1	L	1	12	13,5	10	11,6
		2	10	5		
		3	11	8		
		4	11	6		
OLK 1	T	2	15	34	9,9	11,2
		3	12	13		
		4	10	6		
		5	9	2,25		
		6	9,5	3,5		
OLK 2	L	1	13	5	13	15,2
		2	13	4,5		
		3	11	2		
		4	15	9,5		
OLK 2	T	1	12	2,5	13,2	14,3
		2	15	10		
		3	13,5	5,5		
		4	15	12		
		5	13	4.5		
		6	12	2,5		

Din analiza rezultatelor obţinute la oţelurile OLK 1 şi OLK 2 se desprind următoarele :

— Valoarea limitei tehnice de fluaj la ambele calităţi de oţeluri OLK nu depinde în mod practic de poziţia epruvetelor faţă de direcţia laminării.

— limita tehnică de fluaj a oţelului OLK 2 este superioară celei corespunzătoare oţelului OLK 1.

2.3.2. Determinarea vitezei medii de fluaj a tablelor cazanelor vechi 376 şi 141.

Numărul epruvetelor, ce s-a putut confecţiona din tablele prezentate pentru examinare fiind insuficient pentru determinarea limitei tehnice de fluaj ; pentru a dispune de un criteriu de comparaţie, încercarea întregului lot de epruvete s-a făcut la aceeaşi solicitare $\sigma = 13$ kgf/mm²—egală cu limita tehnică de fluaj σ_{5-10} obţinută pentru oţelul OLK 2.

Diagrama din fig. 3 reprezintă curbele de fluaj ale tablelor cazanelor 376, iar tabela 4 indică vitezele medii de fluaj stabilite pe baza acestor curbe şi a celor corespunzătoare tablelor cazanului 141.

Tabela 4

Nr. crt.	Oțelul (marca)	Nr. probei	kgf/mm²	$V_{35}^{25} \cdot 10^{-4}$, % mm/mm, h
1	376 CE. L	4	13	29,5
2	376 CE. T	3	13	20,0
3	376 VS. L	1	13	27,5
4	376 VS. T	2	13	20,5
5	141 CE. L	8	13	8,5
6	141 CE. T	6	13	5
7	141 VS. L	5	13	9,5
8	141 VS. T	7	13	6

Din examinarea rezultatelor se constată :

— la tablele ambelor cazane vitezele de fluaj a epruvetelor extrase în sens longitudinal sînt superioare celor luate în sens transversal, diferențele ajungînd pînă la 45% din valoarea maximă.

— tablele cazanului 376 au — la aceeași solicitare σ — o viteză de fluaj mult superioară, deci o rezistență la fluaj mai scăzută decît tablele cazanului 141.

— la tablele cazanului 141 nu au rezultat viteze de fluaj sensibil diferite la probele extrase din cutia exterioară și la cele din virola superioară, deși compoziția chimică ca și rezistența la întindere la temperatura normală a materialului cutiei și a virolei diferă în mod apreciabil.

2.3.3. Determinarea limitei tehnice de fluaj a tablelor cazanelor vechi nr. 220 respectiv nr. 226.

S-au încercat serii a cîte trei epruvete pentru fiecare cazan și poziție a epruvetei față de direcția laminării, ceea ce a permis determinarea limitelor tehnice de fluaj σ_{5-30} și σ_{10-30}. Rezultatele obținute au fost concentrate în tabela 5.

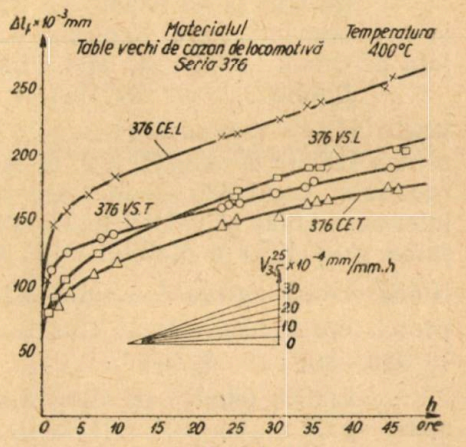


Fig. 3.

Din analiza acestor rezultate se constată următoarele :

— Influența poziției epruvetelor față de direcția laminării, asupra valorii limitei tehnice de fluaj, la tablele ambelor cazane de locomotivă este redusă. Diferențele nu depășesc 6%.

— Limita tehnică de fluaj a tablelor cazanului nr. 226 este superioară tablelor cazanului nr. 220.

Tabela 5

Oţelul (marca)	Orientarea epruvetei în tablă	Încercarea la fluaj				
		Proba nr.	kgf/mm²	$V_{35}^{25}\cdot 10^{-4}$ % mm/mm·h	σ_{5-30} kgf/mm²	σ_{10-30} kgf/mm²
220	L	220·4L 220·5L 220·6L	15 14 13	12 8,5 6,5	12,5	14,4
220	T	220·1 220·2 220·3	13 15 14	4,5 10,5 7,5	13,2	14,8
226	L	226·4L 226·5L 226·6L	15 14 16	6 4,5 10	14,3	16
226	T	226·1 226·2 226·3	15 14 16	5,5 3,5 9,5	14,7	16,1

CONCLUZII

Din compararea rezultatelor încercărilor mecanice efectuate, atît pe tablele de oţel OLK 1 şi OLK 2 cît şi pe cele ale cabanelor vechi, se desprind următoarele:

— Rezistenţa la rupere la tracţiune a tablelor cazanelor vechi 376 şi 141 este inferioară (cu excepţia virolei superioare a celei din urmă) faţă de cea a tablelor de oţel OLK 1 şi OLK 2.

— Limita tehnică de fluaj σ_{5-30} la $T=400\,^{\circ}C$ a tablelor cazanului vechi 141 este numai cu puţin inferioară valorii $\sigma_{5-30}=13$ kgf/mm² stabilită pentru tablele de oţel OLK 2. În schimb limita tehnică de fluaj a tablelor cazanului vechi 376 — în stare veche, după 43 ani de serviciu — este inferioară chiar şi valorii limită stabilită la tablele de oţel OLK 1. De pe curba $\sigma=f(V_{35}^{25})$ a oţelului OLK 1L — din fig. 2 — corespunzător solicitării $\sigma=13$ kgf/mm² rezultă $V_{35}^{25}=18\cdot 10^{-4}$%/oră, iar viteza de fluaj pentru epruvetele extrase din cazanul 376 este cuprinsă între limitele V_{35}^{25} (20—30) $\cdot\ 10^{-4}$%/oră.

— Limita tehnică de fluaj a tablelor cazanului nr. 220 este aproximativ egală cu cea obţinută la încercarea oţelului OLK 2, iar la cazanul 226 s-au obţinut valori mai mari decît aceasta.

— Alungirea şi contracţia mare la rupere şi rezilienţa ridicată a tablelor cazanelor vechi — atît în starea originală cît şi normalizată — arată că susceptibilitatea acestor table faţă de îmbătrînire este redusă. Din acest punct de vedere, tablele vechi s-au prezentat — pe baza încercărilor unui număr redus de epruvete — superioare tablelor din OLK. Pentru a putea trage o concluzie certă în această privinţă se cere extinderea încercărilor asupra unui număr mai mare de cazane.

— În urma rezultatelor obținute se poate arăta că față de utilizarea oțelului OLK 2 în construcția cazanelor de locomotive se ridică rezerve serioase întrucît această calitate de oțel prezintă o susceptibilitate pronunțată la îmbătrînire.

În nici un caz nu este recomandabil ca acest oțel să fie folosit în părțile, unde deformarea la rece este inevitabilă și unde se mai pot adăuga și solicitări dinamice.

Se observă că condiția impusă tablelor de cazane — o rezilientă în stare îmbătrînită $K \geqslant 7$ kgf · m/cm² — nu este satisfăcută de oțelul OLK 2, ci numai de oțelul OLK 1..

ИСПЫТАНИЯ ЛИСТОВ ДЛЯ ПАРОВОЗНЫХ КОТЛОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа содержит анализ механических испытаний листов паровозных котлов после долгого срока работы, в сравнении с новыми листами используемыми в настоящее время.

Старые листы будучи менее чувствительными к старению, оказались в этом отношении лучше новых.

Значительная чувствительность к старению стали OLK 2 указывает наличие малой стойкости по отношению к появлению трещин. При испытании на пользучесть, некоторые старые листы обнаружили более долговременную устойчивость, а другие менее — чем новые.

ESSAIS SUR LES TOLES DE CHAUDIÈRE DE LOCOMOTIVE

(RÉSUMÉ)

Le présent travail contient une analyse des résultats obtenus par les essais mécaniques effectués sur des tôles de chaudière de locomotive, qui ont longuement servi. On les compare à des tôles nouvelles utilisées couramment.

Les vieilles tôles sont moins susceptibles au vieillissement étant, à ce point de vue, supérieures aux nouvelles

La haute susceptibilité au vieillissement de l'acier OLK 2 indique sa faible résistance au fissurage.

La résistance au flauge de certaines vieilles tôles est meilleure que celle des tôles nouvelles, tandis que pour certaines autres elle est moindre.

BIBLIOGARFIE

1. K. Baatz, Werkstoffeigenschaften alter Dampfkesselbleche. Stahl und Eisen 1933, p. 1149/55.
2. István Mester, *Az acél kazánlemezek hibái.* Mérnöki továbbképző Intézet, Budapest 1955.
3. S. M. Morozow, A. A. Plechanova, *Strukturfehler in Kesselblechen.* Verlag Technik Berlin 1954.
4. I. A. Oding, *Osonovî procinosti metalov parovih kotlov, turbin i turbogeneratorov.* Moscova 1949.

O GENERALIZARE MATRICIALĂ A ECUAȚIEI LUI POISSON

DE

O. EM. GHEORGHIU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Legea de compunere a forțelor a fost adusă în 1769 de d'Alembert [1] la forma unei ecuații funcționale

$$f(x+y)+f(x-y)=2f(x)f(y) \tag{1}$$

care ecuație a fost regăsită în 1804 de Poisson [2] tot în legătură cu legea de compunere a forțelor și a soluționat-o în ipoteza analicității funcției $f(x)$. In 1821 Cauchy [3] a soluționat ecuația funcțională a lui Poisson admițînd numai continuitatea funcției $f(x)$ și a găsit drept soluții $\cos az$, $\operatorname{ch} ax$, 0 și 1. După o sută de ani în 1924 matematicianul polonez S. Kaczmarz [4] a soluționat ecuația lui Poisson și una înrudită cu ea, folosind ipoteza mai largă a măsurabilității.

2. În lucrarea de față dăm o generalizare a ecuației lui Poisson (1) sub formă matricială

$$\begin{Vmatrix} A(x+y) & B(x+y) & C(x+y) \\ 0 & A(x+y) & B(x+y) \\ 0 & 0 & A(x+y) \end{Vmatrix} + \begin{Vmatrix} A(x-y) & B(x-y) & C(x-y) \\ 0 & A(x-y) & B(x-y) \\ 0 & 0 & A(x-y) \end{Vmatrix} =$$

$$= 2 \begin{Vmatrix} A(x) & B(x) & C(x) \\ 0 & A(x) & B(x) \\ 0 & 0 & A(x) \end{Vmatrix} \cdot \begin{Vmatrix} A(y) & B(y) & C(y) \\ 0 & A(y) & B(y) \\ 0 & 0 & A(y) \end{Vmatrix} \tag{2}$$

unde prin $A(x)$, $B(x)$, $C(x)$ am notat matricile de funcții

$$A(x) \equiv \begin{Vmatrix} a(x) & b(x) \\ -b(x) & a(x) \end{Vmatrix}; \quad B(x) \equiv \begin{Vmatrix} c(x) & d(x) \\ -d(x) & c(x) \end{Vmatrix}$$

$$\text{și} \quad C(x) = \begin{Vmatrix} f(x) & g(x) \\ -g(x) & f(x) \end{Vmatrix} \tag{3}$$

Sistemul matricial (2) conține 6 funcții reale $a(x)$, $b(x)$, $c(x)$, $d(x)$, $f(x)$ și $g(x)$ de o variabilă reală și în cele ce urmează prezentăm soluția gene-

rală măsurabilă în sensul folosit de W. Sierpinski [5], S. Kaczmarz [4] și M. Ghermănescu [6].

Dacă introducem (3) în (2) și facem dezvoltările, avem sistemul

$$\left.\begin{aligned}
&a(x+y)+a(x-y)=2[a(x)a(y)-b(x)b(y)]\\
&b(x+y)+b(x-y)=2[a(x)b(y)+a(y)b(x)]\\
&c(x+y)+c(x-y)=2[a(x)c(y)-b(x)d(y)+c(x)a(y)-b(y)d(x)]\\
&d(x+y)+d(x-y)=2[a(x)d(y)+b(x)c(y)+c(x)b(y)+a(y)d(x)]\\
&f(x+y)+f(x-y)=2[a(x)f(y)-b(x)g(y)+c(x)c(y)-d(x)d(y)+\\
&\qquad\qquad +a(y)f(x)-b(y)g(x)]\\
&g(x+y)+g(x-y)=2[a(x)g(y)+b(x)f(y)+c(x)d(y)+\\
&\qquad +c(y)d(x)+b(y)f(x)+a(y)g(x)].
\end{aligned}\right\} \tag{4}$$

Acest sistem se poate aduce la forma (1) a ecuației funcționale a lui Poisson dacă folosim funcțiile complexe de o variabilă reală

$$\begin{aligned}
&Z(x)=a(x)+ib(x)\\
&T(x)=c(x)+id(x) \qquad (\text{cu } i^2=-1)\\
&U(x)=f(x)+ig(x)
\end{aligned} \tag{5}$$

cu care construim funcția ipercomplexă

$$\varphi(x)=Z(x)+\theta T(x)+\theta^2 U(x) \tag{6}$$

de o variabilă reală și unde θ este unitatea ipercomplexă ce satisface ecuația caracteristică $\theta^3=0$. Atunci obținem ecuația

$$\varphi(x+y)+\varphi(x-y)=2\varphi(x)\varphi(y). \tag{7}$$

Soluția generală măsurabilă ipercomplexă a ecuației (7) este

$$\begin{aligned}
&1^\circ\ \varphi(x)=\cos[\alpha+i\beta+\theta(\gamma+i\delta)+\theta^2(\lambda+i\mu)]x\\
&2^\circ\ \varphi(x)=\operatorname{ch}[\alpha+i\beta+\theta(\gamma+i\delta)+\theta^2(\lambda+i\mu)]x
\end{aligned} \tag{8}$$

unde $\alpha, \beta, \gamma, \delta, \lambda, \mu$ sînt constante reale arbitrare. Aceste două soluții, în cazul tratat de noi, nu sînt distincte. Revenind de la funcția ipercomplexă $\varphi(x)$ dată de (8) la funcțiile reale de la început $a(x), b(x), \ldots, g(x)$ avem următorul rezultat:

Soluția generală măsurabilă a ecuației funcționale matriciale (2) sau a sistemului echivalent (4), depinde de 6 constante arbitrare reale α, β, γ, δ, λ, μ și are expresia

$$
\begin{aligned}
a(x) &= \cos \alpha x \operatorname{ch} \beta x; \quad b(x) = -\sin \alpha x \operatorname{sh} \beta x \\
c(x) &= x(\delta \cos \alpha x \operatorname{sh} \beta x - \gamma \sin \alpha x \operatorname{ch} \beta x) \\
d(x) &= -x(\gamma \cos ax \operatorname{sh} \beta x + \delta \sin \alpha x \operatorname{ch} \beta x) \\
f(x) &= x(\mu \cos \alpha x \operatorname{sh} \beta x - \lambda \sin \alpha x \operatorname{ch} \beta x) + \\
&\quad + \frac{x^2}{2}[\gamma^2 - \delta^2) \cos \alpha x \operatorname{ch} \beta x + 2\gamma\delta \sin \alpha x \operatorname{sh} \beta x] \\
g(x) &= -x(\lambda \cos \alpha x \operatorname{sh} \beta x + \mu \sin \alpha x \operatorname{ch} \beta x) + \\
&\quad + \frac{x^2}{2}[2\gamma\delta \cos \alpha x \operatorname{ch} \beta x + (\delta^2 - \gamma^2) \sin \alpha x \operatorname{sh} \beta x].
\end{aligned} \tag{9}
$$

ОБОБЩЕНИЕ УРАВНЕНИЯ ПУАССОНА В МАТРИЦАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор рассматривает обобщение (2) в матрицах функционального уравнения Пуассона (1), для которого дает общее измеримое решение в смысле Сиерпинского. Это решение дано соотношением (9) и содержит 6 произвольных постоянных величин.

UNE GÉNÉRALISATION MATRICIELLE DE L'ÉQUATION DE POISSON

(RÉSUMÉ)

L'auteur considère la généralisation matricielle (2) de l'équation fonctionelle de Poisson (1) pour la quelle il donne la solution générale mesurable au sens Sierpinski. Cette solution est donnée par (9) et elle contient 6 constantes arbitraires.

BIBLIOGRAFIE

1. J. d'Alembert, Mémoire sur les principes de mécanique. Hist. Acad. Sci, Paris, 1769 (1778).
2. S. Poisson, Traité de mécanique I Paris, 1811, pp. 12, 45.
3. A. Cauchy, Cours d'analyse de l'Ecole Polyt. 1. Analyse algébrique, Paris, 1821, p. 103; Oeuvres (2), pp. 3, 98—105, 220.
4. S. Kaczmarz, Sur l'équation fonctionelle $f(x)+f(x+y)=\varphi(y)\cdot f(x+\frac{1}{2}y)$. Fund. Math. t. VI. 1924, pp. 122—129.
5. W. Sierpinski, Sur l'équation fonctionnelle $f(x+y)=f(x)+f(y)$. Fund. Math. t. 1, 1920, pp. 116—122 et 125—129.
6. M. Ghermănescu, Caractérisation fonctionnelle des fonctions trigonométriques, Bull. Inst. Polyt. Jassy, t. IV, 1948, pp. 362—368.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

ASUPRA UNOR FUNCȚII ARMONICE

DE

O. EM. GHEORGHIU și B. CRSTICI

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Notînd cu z variabila complexă $x+iy$ și cu $f(z)=\alpha+i\beta$ o funcție olomorfă într-un domeniu D, produsul $\prod_{k=0}^{n}[f(z)+k]$ evident definește 2 clase de funcții armonice :

$$\prod_{k=0}^{n}[f(z)+k]=P_{n+1}(x,\ y)+iQ_{n+1}(x,\ y). \tag{1}$$

Funcțiile $P_{n+1}(x, y)$ și $Q_{n+1}(x, y)$ pot fi studiate analog cu funcțiile speciale (exceptînd ortogonalitatea).

1. **Expresia diferențială a funcțiilor $P_{n+1}(x, y)$ și $Q_{n+1}(x, y)$**

Ținînd cont de faptul că

$$\frac{d^{n+1}(1-u)^{-f(z)}}{du^{n+1}}=(1-u)^{-f(z)-n-1}\prod_{k=0}^{n}[f(z)+k] \tag{2}$$

unde u este o variabilă reală și $0<u<1$ avem

$$P_{n+1}(x,\ y)+iQ_{n+1}(x,\ y)=(1-u)^{f(z)+n+1}\frac{d^{n+1}(1-u)^{-f(z)}}{du^{n+1}}. \tag{3}$$

Relația (3) ne dă expresia diferențială a celor două clase de funcții

$$P_{n+1}(x,\ y)=(1-u)^{\alpha+n+1}\left\{\cos[\beta\ln(1/1-u)]\frac{d^{n+1}(1-u)^{-\alpha}\cos[\beta\ln(1/1-u)]}{du^{n+1}}+\right.$$

$$\left.+\sin[\beta\ln(1/1-u)]\frac{d^{n+1}(1-u)^{-\alpha}\sin[\beta\ln(1/1-u)]}{du^{n+1}}\right\}. \tag{4}$$

$$Q_{n+1}(x,\ y)=(1-u)^{\alpha+n+1}\left\{\cos[\beta\ln(1/1-u)]\frac{d^{n+1}(1-u)^{-\alpha}\sin[\beta\ln(1/1-u)]}{du^{n+1}}-\right.$$

$$\left.-\sin[\beta\ln(1/1-u)]\frac{d^{n+1}(1-u)^{-\alpha}\cos[\beta\ln(1/1-u)]}{du^{n+1}}\right\}. \tag{5}$$

2. **Funcţiile generatoare ale funcţiilor $P_m(x, y)$ şi $Q_m(x, y)$**

Variabila u fiind aceeaşi de la 1, avem dezvoltarea în serie

$$(1-u)^{-f(z)} = 1 + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{u^m}{m!} \left| \frac{d^m (1-u)^{-f(z)}}{du^m} \right|_{u=0}. \tag{6}$$

Însă din (3) deducem că

$$\left| \frac{d^m (1-u)^{-f(z)}}{du^m} \right|_{n=0} = \prod_{k=0}^{m-1} [f(z)+k]. \tag{7}$$

Înlocuind în (6), avem

$$(1-u)^{-f(z)} = 1 + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{u^m}{m!} \prod_{k=0}^{m-1} [f(z)+k] \tag{8}$$

adică, ţinînd cont de (1)

$$(1-u)^{-f(z)} = 1 + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{u^m}{m!} [P_m(x, y) + iQ_m(x, y)]. \tag{9}$$

Convenind ca

$$P_0(x, y) = 1, \quad Q_0(x, y) = 0 \tag{10}$$

putem scrie

$$(1-u)^{-f(z)} = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{u^m}{m!} [P_m(x, y) + iQ_m(x, y)]. \tag{11}$$

Relaţia (11) ne dă funcţiile generatoare ale funcţiilor $P_m(x, y)$ şi $Q_m(x, y)$

$$F(x, y, u) \equiv (1-u)^{-\alpha} \cos[\beta \ln(1/1-u)] = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{u^m}{m!} P_m(x, y) \tag{12}$$

$$G(x, y, u) \equiv (1-u)^{-\alpha} \sin[\beta \ln(1/1-u)] = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{u^m}{m!} Q_m(x, y). \tag{13}$$

Pe baza relaţiilor (12) şi (13) funcţiile $P_m(x, y)$ şi $Q_m(x, y)$ pot fi definite şi cu ajutorul funcţiilor generatoare

$$P_m(x, y) = (1-u)^{2\alpha+m} \left[F \frac{\partial^m F}{\partial u^m} + G \frac{\partial^m G}{\partial u^m} \right] \tag{14}$$

$$Q_m(x, y) = (1-u)^{2\alpha+m} \left[F \frac{\partial^m G}{\partial u^m} - G \frac{\partial^m F}{\partial u^m} \right]. \tag{15}$$

3. Ecuaţiile cu derivate parţiale ale funcţiilor generatoare

Din (12) şi (13) obţinem sistemul de ecuaţii, cu derivate parţiale

$$(1-u)\frac{\partial F}{\partial u}=\alpha F-\beta G$$

$$(1-u)\frac{\partial G}{\partial u}=\alpha G+\beta F. \tag{16}$$

Sistemul (16) este echivalent cu ecuaţia unică

$$(1-u)^2\frac{\partial^2\Phi}{\partial u^2}-(1-u)(1+2\alpha)\frac{\partial\Phi}{\partial u}+(\alpha^2+\beta^2)\Phi(x,\ y,\ u)=0 \tag{17}$$

care are soluţia generală

$$\Phi(x,\ y,\ u)=(1-u)^{-\alpha}\{\varphi(x,\ y)\cos[\beta\ln(1/1-u)]+\psi(x,y)\sin[\beta\ln(1/1-u)]\} \tag{18}$$

unde $\varphi(x,\ y)$, $\psi(x,\ y)$ sînt funcţii arbitrare. Din (18) se vede că F şi G sînt soluţii ale ecuaţiei (17). Prin urmare, cele două soluţii particulare (12) şi (13) ale ecuaţiei (17) generează soluţii ale ecuaţiei

$$\frac{\partial^2U}{\partial x^2}+\frac{\partial^2U}{\partial y^2}=0. \tag{19}$$

Din (12), (13), (14), (15) obţinem

$$F(x,\ y,\ u)=(1-u)^{2\alpha}\sum_{m=0}^{\infty}\frac{u^m(1-u)^m}{m!}\left[F\frac{\partial^mF}{\partial u^m}+G\frac{\partial^mG}{\partial u^m}\right] \tag{20}$$

$$G(x,\ y,\ u)=(1-u)^{2\alpha}\sum_{m=0}^{\infty}\frac{u^m(1-u)^m}{m!}\left[G\frac{\partial^mF}{\partial u^m}-F\frac{\partial^mG}{\partial u^m}\right]. \tag{21}$$

Dacă ţinem seama şi de (16) relaţiile (20) şi (21) devin

$$F(x,\ y,\ u)=(1-u)^{2\alpha}\sum_{m=0}^{\infty}\frac{u^m(1-u)^m}{m!}\left[\frac{\alpha^2+\beta^2+\alpha^m}{\beta^2}F\frac{\partial^mF}{\partial u^m}-\right.$$

$$\left.-\frac{\alpha+m}{\beta^2}(1-u)\frac{\partial F}{\partial u}\frac{\partial^mF}{\partial u^m}-\frac{\alpha}{\beta^2}(1-u)F\frac{\partial^{m+1}F}{\partial u^{m+1}}+\frac{1}{\beta^2}(1-u)^2\frac{\partial F}{\partial u}\frac{\partial^{m+1}F}{\partial u^{m+1}}\right] \tag{22}$$

$$G(x,\ y,\ u)=(1-u)^{2\alpha}\sum_{m=0}^{\infty}\frac{u^m(1-u)^m}{m!}\left[-\frac{m}{\beta}G\frac{\partial^mG}{\partial u^m}-\right.$$

$$\left.-\frac{1}{\beta}(1-u)\frac{\partial G}{\partial u}\frac{\partial^mG}{\partial u^m}+\frac{1}{\beta}(1-u)G\frac{\partial^{m+1}G}{\partial u^{m+1}}\right]. \tag{23}$$

4. Ecuaţiile funcţionale ale funcţiilor generatoare

Din expresiile (12) şi (13) ale funcţiilor generatoare rezultă pe baza identităţilor trigonometrice ecuaţiile funcţionale pentru aceste funcţii

$$F(x_1, y_1, u)F(x_2, y_2, u) \mp G(x_1, y_1, u)G(x_2, y_2, u) = \\ = (1-u)^{-\alpha_1-\alpha_2}\cos[(\beta_1 \pm \beta_2)\ln(1/1-u)] \tag{24}$$

$$F(x_1, y_1, u)G(x_2, y_2, u) \pm F(x_2, y_2, u)G(x_1, y_1, u) = \\ = (1-u)^{-\alpha_1-\alpha_2}\sin[(\beta_2 \pm \beta_1)\ln(1/1-u)]. \tag{25}$$

5. Relaţiile de recurenţă ale funcţiilor $P_m(x, y)$ şi $Q_m(x, y)$

In sistemul (16) înlocuind pe F şi G conform cu (12) şi (13) şi identificînd după puterile lui u, obţinem

$$\left.\begin{aligned} \beta P_m(x, y) &= Q_{m+1}(x, y) - (m+\alpha)Q_m(x, y) \\ \beta Q_m(x, y) &= -P_{m+1}(x, y) + (m+\alpha)P_m(x, y). \end{aligned}\right\} \tag{26}$$

Dacă facem acelaşi lucru în ecuaţia (17), obţinem o relaţie de recurenţă între 3 funcţii consecutive de acelaşi gen

$$\varphi_{m+2}(x, y) - (2m+2\alpha+1)\varphi_{m+1}(x, y) + [(m+\alpha)^2+\beta^2]\varphi_m(x, y) = 0. \tag{27}$$

Relaţia (27) se mai poate obţine şi dacă eliminăm pe P sau pe Q din (26).

О НЕКОТОРЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ ФУНКЦИЯХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы изучают гармонические функции определенные соотношением (1) и находят дифференциальное выражение этих функций, их производящие функции, а также и функциональные уравнения, которые удовлетворяются этими функциями. В конце, авторы устанавливают реккурентные соотношения для рассматриваемых гармонических функций.

SUR CERTAINES FONCTIONS HARMONIQUES

(RÉSUMÉ)

Les auteurs étudient les fonctions harmoniques définies par (1) et ils trouvent l'expression différencielle de ces fonctions, leurs fonctions génératrices ainsi que les équations fonctionnelles qui sont satisfaites par celles-là. Enfin ils établissent les relations de récurrence pour les fonctions harmoniques considérées.

BIBLIOGRAFIE

1. J. L. Raabe, Über die Factorielle $\left(\frac{m}{k}\right)\frac{m(m-1)\ldots(m-k+1)}{k!}$ in welche die Basis m eine komplexe Zahl von der Form $p+iq$ und i die imaginäre Einheit ist, p und q aber reelle Zahlen bezeichnen. Journal für die reine und angewandte Mathematik, B. 43, S. 283.

DESPRE SOLUȚIILE ANALITICE ALE UNOR ECUAȚII FUNCȚIONALE

DE

A. GEIER

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Fie

$$D[t; f(t), f'(t); f''(t), \ldots, f^{(n)}(t)] = 0 \tag{1}$$

o ecuație diferențială care poate fi rezolvată analitic și a cărei soluție $f(t)$ admite o transformată Laplace, adică există

$$F(z) = \int_0^\infty e^{-zt} f(t)\, dt. \tag{2}$$

Să mai presupunem că imaginea operațională a ecuației diferențiale (1) este o ecuație funcțională. Atunci, în virtutea proprietăților calculului operațional, soluția analitică a acestei ecuații funcționale este tocmai (2), în care $f(t)$ reprezintă soluția ecuației (1). Astfel unei ecuații diferențiale se poate atașa o ecuație funcțională, a cărei soluție analitică este imediat găsibilă.

Calea inversă, adică transformarea unei ecuații funcționale într-o ecuație diferențială și aflarea soluției ecuației funcționale prin rezolvarea ecuației diferențiale corespunzătoare, se folosește îndeosebi pentru rezolvarea ecuațiilor cu diferențe ([1], cap. XI și [2], cap. XIII), dar se întîlnește și în lucrarea [3].

Prezenta lucrare se ocupă cu ecuații funcționale de tipul (5), care se pot atașa ecuației diferențiale

$$f'(t) + P(e^{\lambda t}) f(t) = 0, \tag{3}$$

unde

$$P(e^{\lambda t}) = \sum_{k=0}^{n} a_k e^{b_k \lambda t},$$

a_k și b_k fiind constante, iar λ un parametru.

Folosind proprietățile

$$F(z-\lambda) \dot{-} e^{\lambda t} f(t), \tag{4_1}$$

$$zF(z) - f(0) \dot{-} f'(t) \tag{4_2}$$

ale transformării (2), imaginea operațională a ecuației (3) este

$$zF(z)+\sum_{k=0}^{n} a_k F(z-b_k\lambda)=\beta, \tag{5}$$

cu $\beta=f(0)$.

Cum soluția ecuației diferențiale (3) este

$$f(t)=\beta\exp\left[-\sum_{k=0}^{n}\frac{a_k}{b_k\lambda}(e^{b_k\lambda t}-1)\right], \tag{6}$$

soluția formală a ecuației funcționale (5) este (2), în care $f(t)$ are valoarea dată de (6), în ipoteza că $f(t)$ are transformată Laplace.

Exemple. 1. Ecuația diferențială

$$f'(t)+ae^{\lambda t}f(t)=0, \tag{7}$$

unde a este o constantă, admite soluția generală

$$f(t)=\beta\exp\left(\frac{a}{\lambda}-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}\right), \tag{8}$$

iar imaginea operațională a ecuației diferențiale (7) este ecuația funcțională

$$zF(z)+aF(z-\lambda)=\beta \tag{9}$$

a cărei soluție analitică este

$$F(z)=\beta e^{\frac{a}{\lambda}}\int_0^\infty e^{-zt}e^{-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}}dt.$$

Efectuînd substituția $\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}=u$ se obține

$$\int_0^\infty e^{-zt}e^{-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}}dt=\frac{1}{\lambda\left(\frac{\lambda}{a}\right)^{\frac{z}{\lambda}}}\int_{\frac{a}{\lambda}}^\infty e^{-u}u^{-\frac{z}{\lambda}-1}du,\ \text{pentru}\ \operatorname{Re}\left(\frac{z}{\lambda}\right)>0,$$

și

$$\int_0^\infty e^{-zt}e^{-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}}dt=-\frac{1}{\lambda\left(\frac{\lambda}{a}\right)^{\frac{z}{\lambda}}}\int_0^{\frac{a}{\lambda}} e^{-u}u^{-\frac{z}{\lambda}-1}du,\ \text{pentru}\ \operatorname{Re}\left(\frac{z}{\lambda}\right)<0.$$

Folosind notațiile

$$\gamma(\nu,\mu)=\int_0^\mu e^{-u}u^{\nu-1}du;\quad \Gamma(\nu,\mu)=\int_\mu^\infty e^{-u}u^{\nu-1}du;$$

$$\Gamma(\nu)=\gamma(\nu,\mu)+\Gamma(\nu,\mu),$$

soluția analitică a ecuației funcționale (9) se mai scrie

$$F(z)=\frac{\beta e^{\frac{a}{\lambda}}}{\lambda\left(\frac{\lambda}{a}\right)^{\frac{z}{\lambda}}}\,\Gamma\left(\frac{a}{\lambda},-\frac{z}{\lambda}\right)\qquad\left[\mathrm{Re}\left(\frac{z}{\lambda}\right)>0\right]$$

$$F(z)=-\frac{\beta e^{\frac{a}{\lambda}}}{\lambda\left(\frac{\lambda}{a}\right)^{\frac{z}{\lambda}}}\,\gamma\left(-\frac{z}{\lambda},\frac{a}{\lambda}\right)\qquad\left[\mathrm{Re}\left(\frac{z}{\lambda}\right)<0\right]. \tag{10}$$

2. Pentru transformarea bilaterală Laplace

$$F(z)=\int_{-\infty}^{+\infty}e^{-zt}f(t)\,dt \tag{11}$$

proprietatea (4_1) se menține, iar proprietatea (4_2) are aspectul

$$zF(z)\doteq f'(t). \tag{12}$$

Aplicînd această transformare ecuației diferențiale (7) se obține ecuația funcțională

$$zF(z)+aF(z-\lambda)=0. \tag{13}$$

Soluția ecuației diferențiale (7) fiind

$$f(t)=Ce^{-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}} \tag{14}$$

unde C este o constantă arbitrară, soluția ecuației funcționale (13) este

$$F(z)=C\int_{-\infty}^{+\infty}e^{-zt}e^{-\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}}\,dt.$$

Efectuînd din nou substituția $\frac{a}{\lambda}e^{\lambda t}=u$, se obține

$$F(z)=\left(\frac{a}{\lambda}\right)^{\frac{z}{\lambda}}\Gamma\left(-\frac{z}{\lambda}\right) \tag{15}$$

unde s-a suprimat factorul $\frac{C}{\lambda}$ din cauza structurii ecuației (13).

Observare. Pentru $a=-1$ și $\lambda=-1$ ecuația funcțională (13) se reduce la $zF(z)=F(z+1)$ iar (15) la $F(z)=\Gamma(z)$.

Studiul funcției reprezentate prin (15), care generalizează funcția $\Gamma(z)$, urmează într-o altă lucrare.

3. Ecuația diferențială

$$f'(t)+2a\,\mathrm{ch}\,\lambda t\,f(t)=0 \tag{16}$$

admite imaginea operațională

$$zF(z)+a[F(z-\lambda)+F(z+\lambda)]=\beta \tag{17}$$

în urma transformării (2). Soluția ecuației (16) fiind

$$f(t)=\beta e^{-\frac{2a}{\lambda}\operatorname{sh}\lambda t},$$

soluția ecuației funcționale (17) este

$$F(z)=\beta\int_0^{\infty} e^{-zt}e^{-\frac{2a}{\lambda}\operatorname{sh}\lambda t}\,dt,$$

care se mai poate și scrie

$$F(z)=\beta\pi\frac{J_z\left(\frac{2a}{\lambda}\right)-J_z\left(\frac{2a}{\lambda}\right)}{\sin\pi z} \tag{18}$$

unde

$$J_z(A)=\frac{1}{\pi}\int^{\infty}\cos(z\rho-A\sin\rho)\,d\rho$$

iar $J_z(A)$ este funcția bessel de prima speță și de ordinul z.

Am regăsit astfel rezultatele lui M. Parodi [3].

4. Aplicăm ecuației diferențiale

$$f'(t)+2a\operatorname{sh}\lambda t\,f(t)=0,$$

a cărei soluție este

$$f(t)=e^{-\frac{2a}{\lambda}\operatorname{ch}\lambda t},$$

transformarea bilaterală Laplace (11). Obținem astfel ecuația funcțională

$$zF(z)+a[F(z-\lambda)-F(z+\lambda)]=0 \tag{19}$$

a cărei soluție

$$F(z)=\int_{-\infty}^{+\infty} e^{-zt}e^{-\frac{2a}{\lambda}\operatorname{ch}\lambda t}\,dt$$

se mai poate și scrie

$$F(z)=e^{\frac{1}{2}\frac{z}{\lambda}\pi i}H^{(1)}_{\frac{z}{\lambda}}\left(\frac{2ai}{\lambda}\right)$$

sau

$$F(z)=\frac{1}{\sin\frac{z}{\lambda}\pi}\left[I_{-\frac{z}{\lambda}}\left(\frac{2a}{\lambda}\right)-I_{\frac{z}{\lambda}}\left(\frac{2a}{\lambda}\right)\right] \tag{20}$$

unde $I_\nu(A)$ este funcția bessel de argument pur imaginar A (vezi [2], p. 45 și p. 260).

ОБ АНАЛИТИЧЕСКИХ РЕШЕНИЯХ НЕКОТОРЫХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

С помощью свойств (4_1), (4_2) преобразования Лапласа (2) дифференциальному уравнению (3) соответствует функциональное уравнение (5), решение которого дано соотношениями (6) и (2).

Этим методом автор находит, кроме других результатов и функциональное уравнение (13) с решением (15), которое обобщает функциональное уравнение дункции $\Gamma(z)$.

SUR LES SOLUTIONS ANALYTIQUES DE CERTAINES ÉQUATIONS FONCTIONELLES

(RÉSUMÉ)

À l'aide des propriétés (4_1), (4_2) de la transformation de Laplace, (2) à une équation différentielle (3) on attache une équation fonctionelle (5), dont la solution est donnée par (6) et (2). L'auteur trouve par la méthode indiquée aussi l'équation fonctionnelle à la solution (15). Cette équation généralise l'équation fonctionnelle de la fonction $\Gamma(z)$.

BIBLIOGRAFIE

1. N. E. Nörlund, *Vorlesung über Differenzenrechnung*, Springer-Berlin, 1924.
2. B. v. Pol, H. Bremmer, *Operational calculus based on the twosided Laplace integral*, ediţia în limba rusă Moscova, 1952.
3. M. Parodi, Sur une conséquence de l'emploi de l'Analyse symbolique à la résolution d'une equation fonctionnelle, C. R. Acad. Sci. Paris, 1955 (240), p. 144—145.

DESPRE NERECIPROCITATEA GENERATORULUI HALL

DE

CONST. ŞORA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Dacă se notează cu $\| Z \|$ matricea impedanţă, cu $\| Y \|$ matricea admitanţă şi cu $\| A \|$ matricea de lanţ a unui cuadripol, condiţiile de reciprocitate sînt [1]

$$\begin{aligned} Z_{12} &= -Z_{21} \\ Y_{12} &= -Y_{21} \\ |A| &= 1. \end{aligned} \tag{1}$$

Relaţiile (1) sînt satisfăcute de cuadripolii pasivi şi lineari. Există însă şi unele excepţii. Condiţiile de reciprocitate (rel. 1) pot fi satisfăcute şi de unii cuadripoli activi, după cum există şi o clasă de cuadripoli pasivi la care ele nu se aplică [1]. Un exemplu din ultima categorie îl constituie şi generatorul Hall [2, 3]

$$\begin{aligned} Z_{12} &= Z_{21} \\ Y_{12} &= Y_{21} \\ |A| &= -1. \end{aligned} \tag{2}$$

Din relaţiile (2) rezultă că nereciprocitatea se datoreşte semnului cu care intervin în ecuaţiile cuadripolului mărimile Y_{12} şi Y_{21}, respectiv Z_{12} şi Z_{21}, valorile lor numerice fiind egale. Ţinînd seama de această situaţie particulară, pentru această clasă de cuadripoli se recomandă termenul de nereciprocitate de „fază". În literatură este folosit în mod curent termenul de giratori [2, 3]. Deoarece este vorba numai de o nereciprocitate de „fază", numărul de mărimi caracteristice independente este egal cu trei, ca la orice cuadripol pasiv nesimetric.

2. SCHEME ECHIVALENTE

Schema circuitului electric al generatorului Hall este arătată în fig. 1.

Din fig. 1 reiese că schema generatorului Hall reprezintă de fapt un hexapol, avînd în legătură cu exteriorul bornele *11'* ale circuitului de comandă, *22'* ale circuitului Hall şi *33'* ale circuitului bobinei de cîmp *L*. Dacă ne interesează comportarea sistemului numai faţă de bornele *11'* şi

22', pentru studiu se poate considera cuadripolul care are bornele de intrare *11'* şi bornele de ieşire *22'*. Pentru simplicitate s-a presupus că la bornele de ieşire este conectată rezistenţa r_2.

Ecuaţiile generatorului Hall, sînt,

$$U_1 = r_{10}\mathcal{J}_1 + C_0 B\mathcal{J}_2$$
$$U_2 = C_0 B\mathcal{J}_1 - r_{20}\mathcal{J}_2 \qquad (3)$$

în care :

r_{10}, şi r_{20} sînt rezistenţele la mersul în gol a generatorului Hall alimentat pe la bornele *11'* şi *22'*, pentru o anumită inducţie magnetică, în Ω.

B... este inducţia magnetică, în Gauss,

C_0... un factor de proporţionalitate (sensibilitatea în gol a generatorului), în cm^2/AS.

Matricea impedanţă a cuadripolului este deci :

$$\|Z\| = \begin{Vmatrix} r_{10} & C_0 B \\ C_0 B & -r_{20} \end{Vmatrix} \qquad (4)$$

Pentru matricea admitanţă se obţine expresia :

$$\|Y\| = \begin{Vmatrix} \dfrac{r_{20}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & \dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \\ \dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & \dfrac{r_{10}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \end{Vmatrix} \qquad (5)$$

Matricea impedanţă (rel. 4) se poate descompune într-o sumă de două matrice :

$$\|Z\| = \begin{Vmatrix} r_{10} & -C_0B \\ C_0B & -r_{20} \end{Vmatrix}' + \begin{Vmatrix} 0 & 2C_0B \\ 0 & 0 \end{Vmatrix} \qquad (6)$$

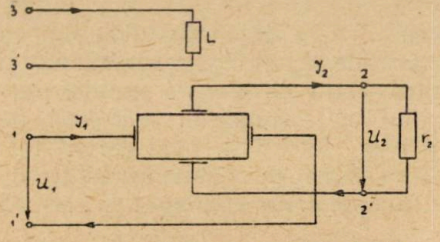


Fig. 1. Schema circuitului electric al generatorului Hall.

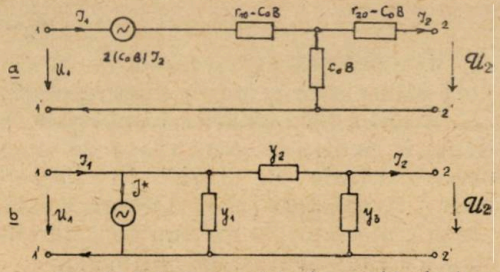


Fig. 2. Scheme cuadripolare echivalente ale generatorului Hall :
a – plecînd de la matricea impedanţă ;
b – plecînd de la matricea admitanţă.

Acestei descompuneri (rel. 6) îi corespunde schema echivalentă din fig. 2 *a*. Se distinge o schemă clasică în *T* şi o sursă de t.e.m. proporţională cu curentul $\mathcal{J}_2$, în serie cu circuitul primar.

Dacă se descompune şi matricea admitanţă (rel. 5) se obţine :

$$\|Y\| = \left\| \begin{matrix} \dfrac{r_{20}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & -\dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \\ \dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & -\dfrac{r_{10}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \end{matrix} \right\| + \left\| \begin{matrix} 0 & \dfrac{2C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \\ 0 & 0 \end{matrix} \right\| \tag{7}$$

Acestei descompuneri (rel. 7) îi corespunde schema echivalentă din fig. 2 *b*, în care :

$$Y_1 = \frac{r_{20}-C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \qquad \mathcal{J}^* = \frac{2C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2}\,U_2$$

$$Y_2 = \frac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2}$$

$$Y_3 = \frac{r_{10}-C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \tag{8}$$

Schema echivalentă cuprinde o schemă clasică în π şi o sursă de curent $\mathcal{J}^*$, proporţional cu tensiunea U_2, conectată în paralel cu bornele de intrare (fig. 2 *b*).

3. FUNCŢIONAREA GENERATORULUI HALL CA UN CUADRIPOL UNIDIRECŢIONAL

Pe nereciprocitatea generatorului Hall se bazează o schemă de funcţionare, în care, transferul de putere se face într-un singur sens. În literatură se indică de exemplu, conectarea unor rezistenţe longitudinale r_l între bornele *12* şi *1'2'* ale generatorului [2].

Stabilirea condiţiilor necesare în acest scop, se poate face în mod simplu plecînd de la matricea sistemului în ansamblu. Se obţine expresia :

$$\|Y\| = \left\| \begin{matrix} \dfrac{r_{20}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} + \dfrac{1}{2r_l} & \dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} - \dfrac{1}{2r_l} \\ \dfrac{C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} + \dfrac{1}{2r_l} & -\left(\dfrac{r_{10}}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} + \dfrac{1}{2r_l}\right) \end{matrix} \right\| \tag{9}$$

Din relaţia (9) rezultă că dacă este satisfăcută condiţia

$$r_l = \frac{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2}{2\,(C_0B)} \tag{10}$$

admitanţa mutuală $y_{12}=0$.

Ţinînd seama de relaţia (10), relaţia (9) devine :

$$\|Y\| = \left\| \begin{matrix} \dfrac{r_{20}+C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & 0 \\ \dfrac{2C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} & -\dfrac{r_{10}+C_0B}{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2} \end{matrix} \right\| \tag{11}$$

Relaţia (11) reprezintă matricea admitanţă a unui cuadripol unidirecţional. Matricea impedanţă a aceluiaşi cuadripol este

$$\|Z\| = \begin{Vmatrix} \frac{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2}{r_{10}+C_0B} & 0 \\ \frac{2C_0B[r_{10}r_{20}+(C_0B)^2]}{(r_{10}+C_0B)(r_{20}+C_0B)} & -\frac{r_{10}r_{20}+(C_0B)^2}{r_{10}+C_0B} \end{Vmatrix} \tag{12}$$

în care se vede că $Z_{12}=0$.

Trebuie relevat că pot fi concepute şi alte scheme, care să se bucure de aceeaşi proprietate.

In concluzie se poate spune că, privind generatorul Hall ca un cuadripol pasiv nereciproc, se pot stabili două scheme echivalente pentru a interpreta nereciprocitatea generatorului Hall.

О НЕВЗАИМНОСТИ ГЕНЕРАТОРА ХОЛЛА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается генератор Холла как пассивный невзаимностный четырехполюсник. Для таких четырехполюсников рекомендуется »фазовый« срок невзаимности. Исходя из матрицы импеданса и полной проводимости, устанавливаются две эквивалентные схемы которые могут применяться для интерпретации невзаимности генератора Холла.

В последней части рассматривается схема работы генератора Холла, в которой перевод мощности происходит в одном направлении.

SUR LA NON-RÉCIPROCITÉ DU GÉNÉRATEUR HALL

(RÉSUMÉ)

On étudie le générateur Hall considéré comme un quadripôle passif nonréciproque. Pour cette catégorie de quadripôles on recommande le terme de nonréciprocité de „phase". Se basant sur la matrice impédance et admettance, on établit deux schemes équivalents qui peuvent être utilisés à l'interprétation de la nonréciprocité du générateur Hall.

On discute enfin le schema de fonctionnement du générateur Hall, où le transfert de puissance s'effectue dans un sens unique.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Fedkeller, *Vierpoltheorie* 1943, Leipzig.
2. Akademia Nauk SSSR, Institut Poluprovodnikov, Poluprovodniki v nauke i tehnike Tom I. Moskva, 1957.
3. F. Kuhrt, W. Hartel, Der Hallgenerator als Vierpol. Arch. f. Electr. 43 (1957), H. 1, pag. 1—15.
4. C. Şora, Folosirea generatorului Hall ca amplificator de putere, Consfătuirea naţională de Semiconductori, Academia R.P.R., 1959.

MATRICEA a A UNUI CIRCUIT CUADRIPOLAR IN FUNCȚIE DE MATRICEA DIAGONALĂ d_a

DE

PLAUTIUS ANDRONESCU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Pentru rezolvarea problemei ne sprijinim pe circuitul cuadripolar din fig. 1.

Cu un circuit cuadripolar ca acela din fig. 1 se pot forma 5 feluri de conectări : în lanț, în serie, în paralel, serie-paralel și paralel-serie.

Pentru fiecare din aceste conectări apare cîte o matrice fundamentală exprimată în formă a, z, y, α, β. Fiecărei matrice fundamentală îi corespunde cîte o matrice diagonală, formată cu valorile proprii ale matricei fundamentale. Se obțin așadar următoarele 6 matrice diagonale : d_a, d_z, d_y, d_α, d_β.

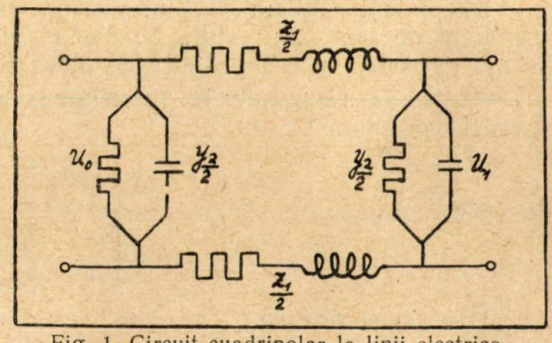


Fig. 1. Circuit cuadripolar la linii electrice.

La folosirea acestor matrice este necesar să se cunoască fiecare element al unei matrice, în funcție de elementele celorlalte matrice luate pe rînd.

În problema pusă ne limităm la matricele : a, z, d_a, d_z.

Avem :

$$a = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \operatorname{ch}\gamma & z_u \operatorname{sh}\gamma \\ \frac{1}{z_u} \operatorname{sh}\gamma & \operatorname{ch}\gamma \end{bmatrix}; \quad z = \begin{bmatrix} z_{11} & z_{12} \\ z_{21} & z_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_u \frac{\operatorname{ch}\gamma}{\operatorname{sh}\gamma} & -z_u \frac{1}{\operatorname{sh}\gamma} \\ z_u \frac{1}{\operatorname{sh}\gamma} & -z_u \frac{\operatorname{ch}\gamma}{\operatorname{sh}\gamma} \end{bmatrix}$$

$$d_a = \begin{bmatrix} \lambda_{a1} & 0 \\ 0 & \lambda_{a2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{\gamma} & 0 \\ 0 & e^{-\gamma} \end{bmatrix}; \quad d_z = \begin{bmatrix} \lambda_{z1} & 0 \\ 0 & \lambda_{z2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_u & 0 \\ 0 & -z_u \end{bmatrix}$$

în care λ_{a1}, λ_{a2}, reprezintă valorile proprii ale matricei a exprimate în forma :

$$\lambda_{a1}, \lambda_{a2} = \frac{a_{11}+a_{22}}{2} \pm \sqrt{\frac{(a_{11}-a_{22})^2}{4}+a_{12}a_{21}}.$$

În mod analog valorile proprii ale matricei z se exprimă în forma :

$$\lambda_{z1}, \lambda_{z2} = \frac{z_{11}+z_{22}}{2} \pm \sqrt{\frac{(z_{11}-z_{22})^2}{4}+z_{12}z_{21}}.$$

Din cele de mai sus se deduc :

$$\lambda_{a1}=e^{\gamma}; \quad \lambda_{a2}=e^{-\gamma}; \quad \lambda_{z1}=z_u; \quad \lambda_{z2}=-z_u.$$

γ şi Z_u reprezintă argumentul de undă şi impedanţa de undă a circuitului cuadripolar, care formează parametrii caracteristici ai cuadripolului.

Comparînd între ele matricele a şi d_a se relevă : pe cînd elementele matrice a conţin pe γ şi z_u într-un fel oarecare, matricea diagonală d_a conţine numai argumentul de undă.

Se iveşte aşadar întrebarea : dacă nu cumva e posibil de a exprima matricea a în forma unui produs $a=b\cdot d_a$ în care matricea ajutătoare b să nu conţină argumentul de undă.

Răspunsul e afirmativ, dar nu în formă produsului de mai sus. Din produsul de mai sus rezultă că elementele matricei b vor conţine într-o formă oarecare, atît impedanţa de undă cît şi argumentul de undă.

Pentru a răspunde la întrebarea, care formează obiectul acestei lucrări, vom pune :

$$a = bd_ab^{-1} \tag{1}$$

În care

$$b=\begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} \\ b_{21} & b_{22} \end{bmatrix}.$$

Din (1) se deduce :

$$ab = bd_a \tag{2}$$

Formînd produsele matricelor de mai sus, rezultă :

$$\begin{aligned} b_{11}(a_{11}-\lambda_{a1})+a_{12}b_{21}&=0 \\ b_{12}(a_{11}-\lambda_{a2})+a_{12}b_{22}&=0 \\ b_{21}(a_{22}-\lambda_{a1})+a_{21}b_{11}&=0 \\ b_{22}(a_{22}-\lambda_{a2})+a_{21}b_{12}&=0. \end{aligned} \tag{3}$$

Dacă din prima şi a treia relaţie din (3) în care apar b_{11} şi b_{21}, se elimină b_{21} se obţine :

$$b_{11}\left[(a_{11}-\lambda_{a1})-\frac{a_{12}a_{21}}{a_{22}-\lambda_{a1}}\right]=0$$

ceea ce ne arată că avem :

$$\lambda_{a1}^2 - \lambda_{a1}(a_{11}+a_{22}) + a_{11}a_{22} - a_{12}a_{21} = 0.$$

Într-adevăr o astfel de relație e întotdeauna satisfăcută pentru că ea ne dă valoarea proprie λ_{a1}.

Așadar elementele b_{11}, b_{22} nu pot fi determinate. În schimb însă putem considera elementele b_{11}, b_{22} fixate arbitrar, iar b_{12}, b_{21} exprimate în funcție de b_{11} respectiv b_{22}.

Din (3) deducem :

$$b_{12} = -\frac{b_{22}}{a_{21}}(a_{22}-\lambda_{a2}) \qquad b_{21} = -\frac{b_{11}}{a_{12}}(a_{11}-\lambda_{a1}) \tag{4}$$

Pentru a obține relațiile (4) într-o formă convenabilă, se cere să se cunoască elementele a_{11}, a_{12}, a_{21}, a_{22} în funcție de λ_{a1}, λ_{a2}, λ_{z1}, λ_{z2}.

În acest scop ne folosim de relațiile :

$$\lambda_{z1},\ \lambda_{z2} = \frac{1}{a_{21}}\left(\frac{a_{11}-a_{22}}{2} \pm \sqrt{\frac{1}{4}(a_{11}-a_{22})^2 + a_{12}a_{21}}\right)$$
$$\lambda_{a1},\ \lambda_{a2} = \frac{a_{11}+a_{22}}{2} \pm \sqrt{\frac{1}{4}(a_{11}-a_{22})^2 + a_{12}a_{21}} \tag{5}$$

de unde se deduc :

$$\frac{\lambda_{a1}\lambda_{z1}-\lambda_{a2}\lambda_{z2}}{\lambda_{z1}-\lambda_{z2}} = a_{11}\,; \quad \frac{\lambda_{a1}-\lambda_{a2}}{\lambda_{z1}-\lambda_{z2}} = a_{21}$$
$$-(\lambda_{a1}-\lambda_{a2})\frac{\lambda_{z1}\lambda_{z2}}{\lambda_{z1}-\lambda_{z2}} = a_{12}\,; \quad \frac{\lambda_{a2}\lambda_{z1}-\lambda_{a1}\lambda_{z2}}{\lambda_{z1}-\lambda_{z2}} = a_{22}. \tag{6}$$

Din (6) rezultă :

$$a_{11}-\lambda_{a1} = a_{21}\lambda_{z2}; \quad a_{22}-\lambda_{a2} = -a_{21}\lambda_{z2}. \tag{7}$$

Ca urmare relațiile (4) devin :

$$b_{12} = b_{22}\lambda_{z2}; \quad b_{21} = -b_{11}\frac{a_{21}}{a_{12}}\lambda_{z2} \tag{8}$$

ori $\frac{a_{21}}{a_{12}}$ se exprimă cu ajutorul relațiilor (6) în formă.

$$\frac{a_{21}}{a_{12}} = -\frac{1}{\lambda_{z1}\lambda_{z2}}$$

astfel că :

$$b_{21} = b_{11}\frac{1}{\lambda_{z1}}. \tag{9}$$

Cu ajutorul relaţiilor (8), (9) matricea ajutătoare b devine:

$$b=\begin{bmatrix} b_{11} & b_{22}\lambda_{z2} \\ b_{11}\dfrac{1}{\lambda_{z1}} & b_{22} \end{bmatrix}.$$

Acum se vede rostul introducerii matricei reciproce b^{-1}.

Facem $b_{11}=b_{22}$.

ca urmare matricea b şi matricea reciprocă b^{-1} iau formele:

$$b=b_{11}\begin{bmatrix} 1 & \lambda_{z2} \\ \dfrac{1}{\lambda_{z1}} & 1 \end{bmatrix};\quad b^{-1}=\frac{1}{b_{11}\left(1+\dfrac{\lambda_{z2}}{\lambda_{z1}}\right)}\begin{bmatrix} 1 & -\lambda_{z_2} \\ -\dfrac{1}{\lambda_{z1}} & 1 \end{bmatrix}$$

şi înlocuind pe λ_{z1}, λ_{z2} prin Z_u şi $-Z_u$, rezultă:

$$a=\begin{bmatrix} 1 & -z_u \\ \dfrac{1}{z_u} & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} e^{\gamma} & 0 \\ 0 & e^{-\gamma} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 1 & z_u \\ -\dfrac{1}{z_u} & 1 \end{bmatrix}\frac{1}{2}.$$

In felul acesta se consideră matricea a în funcţie de matricea d_a prin eliminarea elementului b_{11} a matricei ajutătoare b.

Exprimarea matricei a în forma de mai sus, prezintă avantajul de a se putea urmări uşor influenţa atît a argumentului de undă cît şi a impedanţei de undă în conectarea în lanţ a circuitelor cuadripolare din fig. 1.

Spre exemplu la un lanţ format din două circuite cuadripolare cu aceeaşi matrice a avem:

$$a^2=\begin{bmatrix} 1 & -z_u \\ \dfrac{1}{z_u} & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} e^{2\gamma} & 0 \\ 0 & e^{-2\gamma} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 1 & z_u \\ -\dfrac{1}{z_u} & 1 \end{bmatrix}\frac{1}{2}.$$

Metoda prezentată aci se poate generaliza ori de cîte ori matricea diagonală cu valorile proprii ale unei matrice date, prezintă un interes deosebit de a fi evidenţiată.

МАТРИЦА a НЕКОТОРОЙ ЧЕТЫРЕХПОЛЮСНОЙ ЦЕПИ В ФУНКЦИИ ОТ ДИАГОНАЛЬНОЙ МАТРИЦЫ d_d

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

При рассмотрении электрических линий рекомендуется представлять матрицу a как функцию от соответствующей диагональной матрицы d_a в которой имеется только волновой аргумент формы e^{γ}.

Таким образом можно следить за влиянием волнового аргумента γ и волнового импеданса z_u при определении характерных величин линии.

LA MATRICE a D'UN CIRCUIT QUADRIPOLAIRE EN FONCTION DE LA MATRICE DIAGONALE d_a

(RÉSUMÉ)

Dans les recherches des lignes électriques on recommande de représenter la matrice a en fonction de la matrice diagonale correspondante d_a où il n'apparaît que l'argument d'onde sous la forme e^{γ}.

Ainsi on peut suivre d'une manière simple l'influence de l'argument d'onde γ ainsi que de l'impédance d'onde z_u sur la détermination des grandeurs caractéristique de la ligne.

BIBLIOGRAFIE

1. Andre Angot, *Complementes de Mathematique*, Paris, 1949.

MĂSURAREA PUTERII DE NESIMETRIE ŞI A COMPONENŢEI INVERSE A CURENTULUI CU WATTMETRE

DE

FRÄNKEL DAVID

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Atît la generatoarele sincrone cît şi la motoarele sincrone şi asincrone componenta inversă a curentului trebuie menţinută sub o anumită valoare (cca. 8% din valoarea nominală a curentului la generator) pentru a nu se produce o supraîncălzire a rotorului datorită curenţilor turbionari produşi de t.e.m. induse în el de cîmpul magnetic învîrtitor de succesiune inversă. Pe de altă parte la consumator pătratul puterii active maxime ce se poate transmite la pierderi date pe linie este egal [1] cu suma pătratelor puterii active, reactive şi de nesimetrie :

$$P_{max}^2 = P^2 + P_r^2 + P_{nes}^2 .$$

Este de dorit a se reduce valoarea puterii de nesimetrie. Expresia ei în componente simetrice în cazul sistemelor trifazate cu trei conductori şi tensiuni de linie simetrice este :

$$P_{nes} = 3U_1 I_2$$

unde U_1 este componenta directă a tensiunii de fază, iar I_2 este componenta inversă a curentului de fază. Aşadar atît la generator cît şi la consumator este necesară determinarea componentei inverse a curentului.

Literatura indică metode pentru determinarea componentei inverse a curenţilor, fie folosind filtre pentru componenta inversă a curentului, cînd aceasta se măsoară direct cu ampermetru sau voltmetru, fie efectuînd un calcul analitic (întocmind nomograme) sau grafic cu ajutorul valorilor măsurate ale celor trei curenţi.

În lucrare se propune o metodă de determinare a puterii de nesimetrie şi deci a componentei inverse a curentului pe baza indicaţiilor unor wattmetre.

Se conectează trei wattmetre monofazate corespunzător schemei din fig. 1. Se arată uşor (vezi anexa) că :

$$M_1 = P_I - P_{II} = 3U_1 I_2 \cos \varphi_{12}$$

iar

$$M_2 = 2P_{III} - P_I - P_{II} = 3\sqrt{3}\, U_1 I_2 \sin \varphi_{12}$$

unde φ_{12} este defazajul dintre U_1 şi I_2. Rezultă :

$$P_{nes} = \sqrt{M_1^2 + \frac{1}{3} M_2^2}.$$

La nesimetrie puțin pronunțată eroarea relativă poate fi considerabilă deoarece M_1 și M_2 sînt valori mici exprimate ca diferența unor valori mari P_I, P_{II}, P_{III}. Acest neajuns poate fi eliminat folosind două wattmetre trifazate în montajul din fig. 2 *a* și fig. 2 *b*, (avînd poziția de nul la mijlocul scării pentru a putea indica valori pozitive și negative).

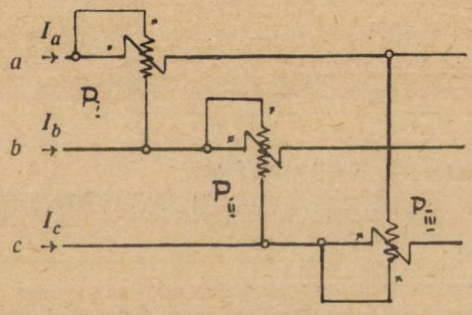


Fig. 1. Schema pentru măsurarea componentei inverse a curentului cu trei wattmetre monofazate.

$$M_3 = 3U_1 I_2 \cos\varphi_{12}$$

iar

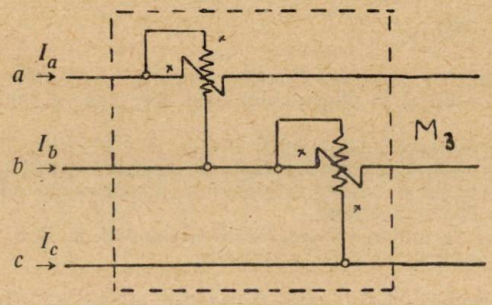
$$M_4 = \sqrt{3}U_1 I_2 \sin\varphi_{12} \text{ (vezi anexa)}$$

$$P_{nes} = \sqrt{M_3^2 + 3M_4^2}.$$

Se remarcă ușor că indicațiile wattmetrelor permit dacă se cunoaște tensiunea U_1 determinarea valorii efective și fazei componentei inverse a curentului

$$I_2 = \frac{1}{3U_1}\sqrt{M_1^2 + \frac{1}{3}M_2^2} = \frac{1}{3U_1}\sqrt{M_3^2 + 3M_4^2}$$

$$\operatorname{tg}\varphi_{12} = \frac{M_2}{\sqrt{3}M_1} = \frac{\sqrt{3}\cdot M_4}{M_3}.$$



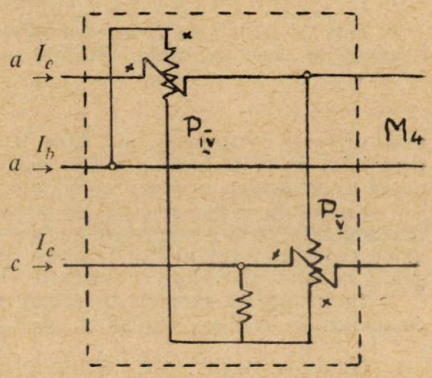


Fig. 2 și 3. Montajul a două wattmetre trifazate pentru măsurarea componentei inverse a curenților.

Metoda propusă are avantajul :

1. că puterea de nesimetrie se determină fără măsurarea separată a tensiunii ;
2. că se determină și defazajul dintre U_1 și I_2.

și are dezavantajul :

1. că necesită trei (sau două) wattmetre ;
2. că presupune trei (sau două) citiri simultane ;

3. că permite determinarea componentei inverse a curèntului pe baza măsurării separate a tensiunii.

Folosirea filtrelor pentru componenta inversă a curentului este mai avantajoasă [3], [4], [5], [6], [7] decît metoda propusă, dar confecționarea acestora este o operație delicată. Calculul grafic este mai anevoios și implică erorile proprii oricăror construcții grafice. Calculul analitic bazat pe valorile măsurate ale curenților utilizează relația :

$$I_2 = I_a \sqrt{\left[\frac{1}{2} - \frac{1}{2\sqrt{3}}\sqrt{(1+x+y)(1+x-y)(1-x+y)(-1+x+y)}\right]^2 + \frac{1}{2}(y^2-x^2)^2}$$

unde $x = \frac{I_b}{I_a}$, iar $y = \frac{I_c}{I_a}$, I_a, I_b, I_c fiind cei trei curenți de fază, deci la nesimetrii mici introduce aceleași erori datorită diferenței mici dintre valorile mari — $(y—x)$ — ca schema cu cele trei wattmetre monofazate. În lipsa nomogramelor calculul analitic este greoi. În tabela 1 se dau indicațiile a trei ampermetre (clasa 1,5) și a trei wattmetre (clasa 0,5) și valorile componentei inverse a curentului determinat grafic respectiv prin metoda propusă. Abaterea relativă este sub 2% la un grad de nesimetrie de sub 8%.

Tabela 1

I_a^A	I_b^A	I_c^A	P_{I}^W	P_{II}^W	P_{III}^W	I_2^A grafic	I_2	Eroare relativă
3	3,72	3,8	976	1305	1140	0,49	0,5	+2%
1,7	3,6	3,7	585	1355	945	1,165	1,17	−1,26%
1,32	3,56	3,65	1380	1380	897	1,4	1,42	+1,4%

Concluzie : Cu trei wattmetre monofazate sau două wattmetre trifazate se poate determina puterea de nesimetrie și componenta inversă a curentului. Metoda poate avea utilitate în exploatare sau în cercetări de laborator în cazul cînd nu se dispune de filtre pentru componenta inversă a curentului.

ANEXA

Se introduc expresiile complexe ale tensiunilor și curenților

$$\mathcal{U}_{a1} = U_1 \qquad \mathcal{U}_{ab} = \sqrt{3}U_1 e^{j30}$$
$$\mathcal{U}_{b1} = U_1 e^{-j120} \qquad \mathcal{U}_{bc} = \sqrt{3}U_1 e^{-j90}$$
$$\mathcal{U}_{c1} = U_1 e^{j120} \qquad \mathcal{U}_{ca} = \sqrt{3}U_1 e^{j150}$$

$$\mathcal{J}_a = \mathcal{J}_{a1} + \mathcal{J}_{a2} \qquad \mathcal{J}_{a1} = I_1 e^{j\varphi_{11}} \qquad \mathcal{J}_{a2} = I_2 e^{j\varphi_{12}}$$
$$\mathcal{J}_b = \mathcal{J}_{b1} + \mathcal{J}_{b2} \qquad \mathcal{J}_{b1} = I_1 e^{j(\varphi_{11}-120)} \qquad \mathcal{J}_{b2} = I_2 e^{j(\varphi_{12}+120)}$$
$$\mathcal{J}_c = \mathcal{J}_{c1} + \mathcal{J}_{c2} \qquad \mathcal{J}_{c1} = I_1 e^{j(\varphi_{11}+120)} \qquad \mathcal{J}_{c2} = I_2 e^{j(\varphi_{12}-120)}$$

unde $\mathcal{U}_{a1}$, $\mathcal{U}_{b1}$ și $\mathcal{U}_{c1}$, sînt componentele directe ale tensiunilor de fază, $\mathcal{J}_{a1}$, $\mathcal{J}_{b1}$, $\mathcal{J}_{e1}$ respectiv $\mathcal{J}_{a2}$, $\mathcal{J}_{b2}$, $\mathcal{J}_{c2}$ sînt componentele directe respectiv inverse ale curenților de fază, φ_{11} defazajul dintre $\mathcal{U}_{a1}$ și $\mathcal{J}_{a1}$, φ_{12} defazajul dintre $\mathcal{U}_{a1}$ și $\mathcal{J}_{a2}$.

Wattmetrele măsoară :

$$P_{\mathrm{I}} = R_e \mathcal{U}_{ab} \bar{\mathcal{J}}_a = \sqrt{3} U_1 R_e \left[e^{j\,30} \left(I_1 e^{-j\,\varphi_{11}} + I_2 e^{-j\,\varphi_{12}} \right) \right]$$

$$P_{\mathrm{II}} = R_e \mathcal{U}_{bc} \bar{\mathcal{J}}_b = \sqrt{3} U_1 R_e \left[e^{-j\,90} \left(I_1 e^{j\,(120-\varphi_{11})} + I_2 e^{-j\,(\varphi_{12}+120)} \right) \right]$$

$$P_{\mathrm{III}} = R_e \mathcal{U}_{ca} \bar{\mathcal{J}}_c = \sqrt{3} U_1 R_e \left[e^{j\,150} \left(I_1 e^{-j\,(\varphi_{11}+120)} + I_2 e^{j\,(120-\varphi_{12})} \right) \right]$$

$$P_{\mathrm{IV}} = + R_e \mathcal{U}_{b1} \bar{\mathcal{J}}_a = + U_1 R_e \left[e^{-j\,120} \left(I_1 e^{-j\,\varphi_{11}} + I_2 e^{-j\,\varphi_{12}} \right) \right]$$

$$P_{\mathrm{V}} = - R_e \mathcal{U}_{a1} \bar{\mathcal{J}}_c = - U_1 R_e \left[I_1 e^{-(\varphi_{11}+120)} + I_2 e^{-j\,(\varphi_{12}-120)} \right]$$

Deci

$$M_1 = P_{\mathrm{I}} - P_{\mathrm{II}} = \sqrt{3} U_1 I_2 \left[\cos(30-\varphi_{12}) - \cos(-\varphi_{12}+210) \right] = 3 U_1 I_2 \cos\varphi_{12}$$

$$M_2 = 2P_{\mathrm{III}} - P_{\mathrm{I}} - P_{\mathrm{II}} = \sqrt{3} U_1 I_2 \left[2\cos(270-\varphi_{12}) - \cos(210+\varphi_{12}) - \cos(\varphi_{12}-30) \right] =$$

$$= 3 \cdot \sqrt{3} \cdot U_1 I_2 \sin\varphi_{12}$$

$$M_3 = M_1$$

$$M_4 = P_{\mathrm{IV}} + P_{\mathrm{V}} = U_1 I_2 \left[-\cos(\varphi_{12}+120) + \cos(\varphi_{12}-120) \right] = \sqrt{3} U_1 I_2 \sin\varphi_{12} .$$

ИЗМЕРЕНИЕ НЕСИММЕТРИЧНОЙ МОЩНОСТЬ И ОБРАТНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ ТОКА ПРИ ПОМОЩИ WATTMETPA

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Указывается метод определения несимметричной мощность и обратной составляющей тока по величине и фазе, при помощи wattметра, в трехфазной системе с тремя проводниками и симметричными напряжениями сети.

LA MESURE DE LE PUISSANCE DE NONSYMÉTRIE ET DE LA COMPOSANTE INVERSE DU COURANT AVEC WATTMÈTRES

(RÉSUMÉ)

On indique une méthode pour la détermination de la puissance de nonsymetrie et de la composante inverse du courant à valeur et phase à l'aide des wattmètres en système triphasés à trois conducteurs et tensions de ligne symétriques.

BIBLIOGRAFIE

1. L. S. Lurie, Puterea aparentă în sisteme trifazate Elektricestvo 2, 1956.
2. Pl. Andronescu, *Bazele teoretice ale electrotehnicii*, Litografia IPT.
3. Neuman-Kalantarov, *Bazele teoretice ale electrotehnicii*, Edit. Energetică de Stat, 1955.
4. L. Fabrikant, *Filtri simetricinih sostavliaiuscih* Gosenergoizdat, 1950.
5. A. Hochrainer, *Symetrische Komponentenin Wechselstromsystemen*, Berlin, 1957.
6. David Fränkel, Măsurarea puterii active maxime și de nesimetrie în sisteme trifazate, Electrotehnica V, 1957, 3 pag. 82—84.

METODA DE CALCUL PENTRU TRANSFORMATORUL DE CUPLAJ FOLOSIT LA SIMETRIZAREA CONVERTIZORULUI TRI-MONOFAZAT

DE

V. CHIOREANU şi GH. ATANASIU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. INTRODUCERE

Într-o lucrare anterioară [1] a fost expusă metoda de simetrizare a convertizorului tri-monofazat, utilizat pentru sudare cu arc electric, prin intermediul unui transformator de cuplaj. În fig. 1 se arată felul în care se realizează cuplajul transformatoric între înfăşurarea monofazată de sudare şi una din fazele înfăşurării trifazate. În lucrarea amintită s-a precizat că din cauza complexităţii relaţiilor nu este indicat a se determina parametrii transformatorului din relaţiile existente şi din condiţiile de simetrizare.

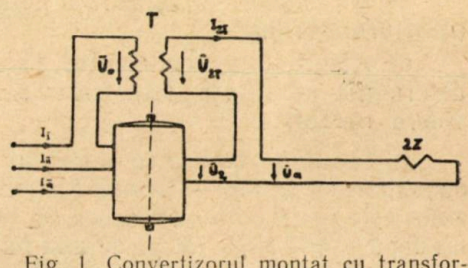


Fig. 1 Convertizorul montat cu transformatorul de cuplaj.

La determinarea soluţiei optime pentru transformatorul de cuplaj trebuie avut în vedere că este necesară determinarea, de fapt, a unei serii de transformatoare pentru un convertizor dat.

În lucrarea de faţă scopul urmărit este de a stabili o metodă de determinare a seriei de transformatoare care să corespundă simetrizării convertizorului la diferiţi curenţi de sudare.

2. STABILIREA METODEI DE CALCUL

Un convertizor tri-monofazat având anumiţi parametrii şi lucrînd cu un anumit curent de sudare poate fi, practic, total simetrizat cu un transformator de cuplaj având parametrii $\bar{Z}_{mT}$ şi K_T bine determinaţi ($\bar{Z}_{mT}$ fiind impedanţa de magnetizare, iar K_T fiind raportul de transformare). Faţă de $\bar{Z}_{mT}$ impedanţele $\bar{Z}_{1T}$ şi $\bar{Z}'_{2T}$ pot fi neglijate.

Din punct de vedere al simetrizării interesează situaţia la scurtcircuit cînd impedanţa de sarcină $\bar{Z}'=0$. În regim de scurtcircuit, simetrizarea poate fi realizată variind fie pe K_T fie pe $\bar{Z}_{mT}$ (care în primă aproximaţie poate fi reprezentată numai prin reactanţa de magnetizare X_{mT}) după cum rezultă din expresia gradului de nesimetrie $\bar{\xi}$ [1] pag. 133 în care prin $\bar{D}$ [1] pag. 136 intră parametrii transformatorului precum şi cei ai convertizorului, aceştia din urmă putînd fi determinaţi experimental la un convertizor dat.

În vederea determinării unei serii de transformatoare este necesar a se calcula şi executa un transformator de cuplaj de probă. Calculul acestui transformator se face astfel :

a) Transformatorul se prevede cu întrefier variabil şi cu prize în înfăşurarea primară şi cea secundară pentru a putea varia numărul de spire ale acestor înfăşurări şi respectiv să existe posibilitatea de a varia X_{mT} sau K_T.

b) Cunoscîndu-se curentul maxim de sudare şi respectiv curentul maxim din înfăşurarea primară, cu o densitate de curent aleasă, se calculează secţiunea spirei secundare respectiv primare a transformatorului.

c) Se alege numărul de spire primare şi secundare, de ordinul zecilor de spire (50)—(60) deoarece tensiunile ce vin în considerare sînt mici (60—70 V).

d) Se calculează suprafaţa netă totală de cupru ce intră în fereastra transformatorului.

e) Alegîndu-se coeficientul de umplere ale ferestrei $k_{uF}=0{,}4—0{,}5$ se determniă suprafaţa ferestrei S_F care, pentru simplificare, se consideră patratică.

f) Se alege secţiunea miezului feromagnetic, de asemenea patratică de valoare $q_{Fe}=60—70\ cm^2$. Alegerea, parţial arbitrară, a secţiunii miezului este justificată prin aceea că, pe de o parte puterea transformatorului nu depăşeşte 3 kVA, iar pe de altă parte în urma încercărilor experimentale, ce urmează a se efectua cu acest transformator, va rezulta alegerea transformatorului optim cu o secţiune a miezului inferioară celei indicate mai sus.

Cu indicaţiile date poate fi calculat transformatorul de probă. Se indică a se scoate prize la înfăşurarea primară şi secundară cît mai multe pentru a se realiza o gamă largă de variaţie a lui K_T.

Cu transformatorul executat şi montat ca în fig. 1 se procedează la simetrizarea convertizorului astfel :

a. se stabileşte o anumita valoare a întrefierului la transformator (de exemplu $\delta=0, 1, 2, 3, 5, 10, 15, 20, 30, \infty$).

b. Pentru fiecare valoare a întrefierului, convertizorul funcţionînd în scurtcircuit cu înfăşurarea de sudare, se realizează la transformatorul de cuplaj diferite rapoarte de transformare K_T. Pentru fiecare valoare a lui K_T se măsoară curentul I_2 (din înfăşurare monofazată de sudare) şi respectiv curenţii din înrăşurarea trifazată.

Din totalul valorilor citite la un anumit δ se iau în considerare valorile pentru care $\xi \leq 0{,}05$ și se trasează curba $W_2 = f(I_2)$ la fiecare punct notîndu-se și raportul de transformare K_T. Cu diferiți δ se poate obține o familie de curbe ca în fig. 2, obținute în cazul nostru cu un transformator de probă executat. Familia de curbe din fig. 2 este identică cu o familie de curbe corespunzînd unei serii de transformatoare echivalente ce au $\delta = 0$ iar secțiunea miezului respectiv echivalentă cu un $\delta \neq 0$.

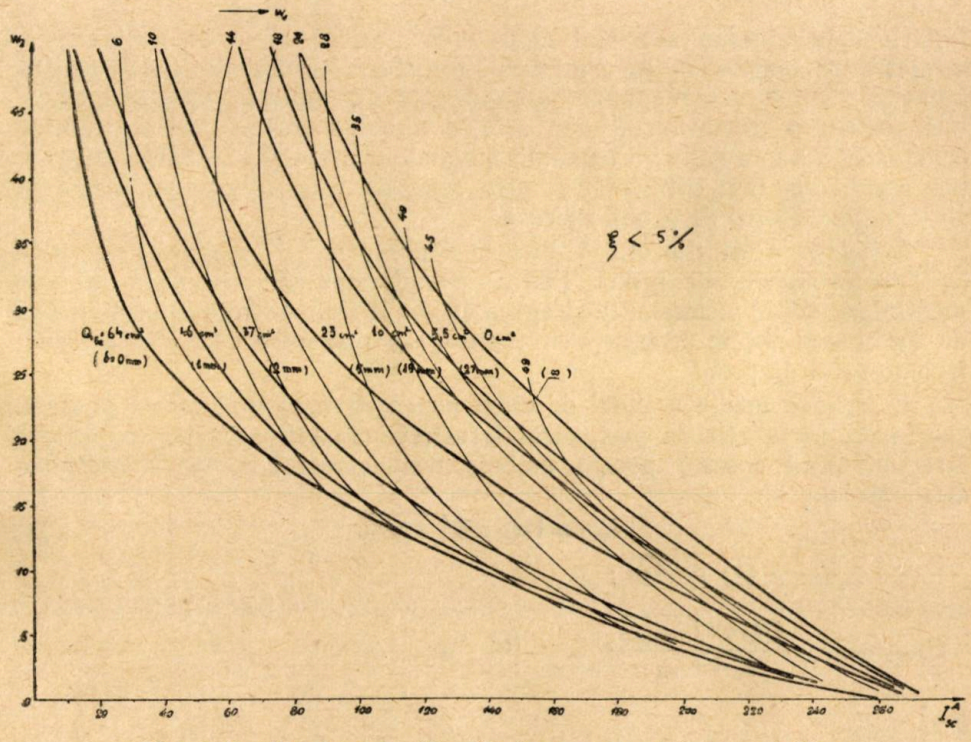


Fig. 2. Familia de curbe $W_2 = f(I_{sc})$ cu parametrii Q_{FeII} și W_1.

Determinarea seriei de transformatoare echivalente se face pe baza curbelor trasate cu ajutorul transformatorului de probă. Se impune condiția de similitudine ca reactanța transformatorului echivalent X_{mTII} să fie egală cu reactanța transformatorului de probă X_{mTI}. Pentru un anumit δ va rezulta secțiunea corespunzătoare a transformatorului echivalent.

Pentru transformatorul de probă ce are $\delta \neq 0$ avem

$$X_{mTI} = \mu_0 \cdot W_1^2 \omega \cdot \frac{Q_{FeI}}{\delta + \frac{l_{mI}}{\mu_r}} \cdot \qquad (1)$$

Pentru transformatorul echivalent ce are $\delta=0$ avem :

$$X_{mTII}=\mu_r\cdot\mu_0\cdot W_1^2\omega\cdot\frac{Q_{FeII}}{l_{mII}}. \tag{2}$$

Impunînd egalitatea relaţiilor (1) şi (2) rezultă

$$Q_{FeII}=Q_{FeI}\frac{l_{mII}}{\mu_r\delta+l_{mI}}. \tag{3}$$

Pentru determinarea secţiunii Q_{FeII} este necesar a se determina permeabilitatea magnetică μ_r a miezului transformatorului de probă, pentru inducţia magnetică corespunzătoare curentului de sudare. Inducţia magnetică, pentru o gamă largă de variaţie a curentului de sudare rămîne constantă, aceasta datorită tensiunii magnetomotoare şi reluctanţei magnetice constante, fapt confirmat şi prin rezultatele experimentale efectuate cu transformatorul de probă executat.

O mărire a întrefierului δ duce la o micşorare a inducţiei magnetice la transformatorul de probă. Pentru transformatorul echivalent ($\delta=0$) menţinînd inducţia constantă şi egală cu cea a transformatorului de probă cu $\delta\neq0$, vom obţine desigur o secţiune Q_{FeII} mai mică decît cea a transformatorului de probă.

Lungimea medie a liniei de cîmp pentru transformatorul *II* poate fi exprimată în funcţie de perimetrul ferestrei transformatorului (suprafaţa ferestrei fiind aceeaşi pentru ambele transformatoare) şi de secţiunea Q_{FeII} astfel :

$$l_{mII}=4\cdot l_F+4\sqrt{Q_{FeII}}. \tag{4}$$

Cu aceasta (1) devine :

$$Q_{FeII}=Q_{FeI}\frac{4\cdot l_F+4\sqrt{Q_{FeII}}}{\mu_r\cdot\delta+l_{mI}}. \tag{5}$$

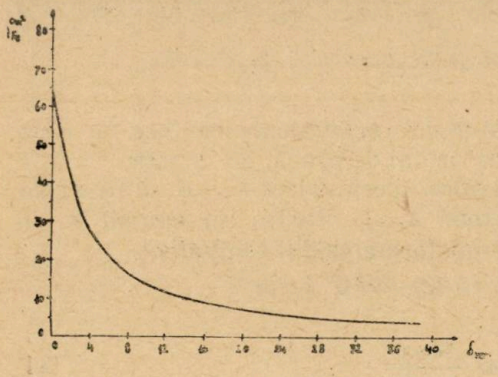


Fig. 3. Alura curbei $Q_{FeII}=f(\delta)$.

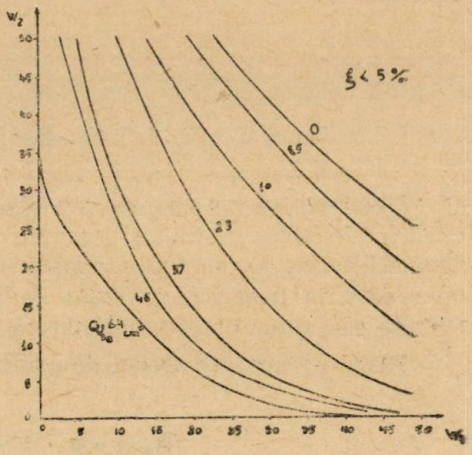


Fig. 4. Variaţia numărului de spire $W_2=f(W_1)$ ca parametru Q_{FeII}.

în care : l_F — lungimea ferestrei,
l_{mI} — lungimea liniei de cîmp a transformatorului I egală cu $4l_F+4\sqrt{Q_{FeI}}$, celelalte notaţii fiind cunoscute.

Cu relaţia (5) se ridică curba $Q_{Fe}=f(\delta)$ ca în fig. 3. Cu curba din fig. 3 poate fi transformat parametrul δ al familiei de curbe din fig. 2 în parametru Q_{Fe}, curbele rămînînd neschimbate.

În felul acesta pentru un curent necesar de sudare, din curbele din fig. 2 şi 4 poate fi ales transformatorul prin W_2, K_T, W_1, Q_{Fe} iar suprafaţa ferestrei este cunoscută de la transformatorul de probă cu care s-a lucrat, iar secţiunea conductorului de cupru putînd fi stabilită cu o densitate de curent aleasă.

3. DETERMINAREA UNEI SERII DE TRANSFORMATOARE

Pe baza metodei de calcul expusă la punctul 2 s-a efectuat determinarea unei serii de transformatoare.

Transformatorul de probă calculat şi executat are următoarele date :

1. Curentul în înfăşurarea secundară	$I_2=200$ A
2. Curentul în înfăşurarea primară	$I_1=36$ A
3. Numărul de spire primare	$W_1=49$
4. Numărul de spire secundare	$W_2=49$
5. Densitatea de curent în primar	$j_1=4$ A/mm^2
6. Densitatea de curent în secundar	$j_2=3{,}2$ A/mm^2
7. Secţiunea miezului	$Q_{Fe}=64$ cm^2
8. Lungimea ferestrei	$l_F=11$ cm
9. Inducţia	$B=1{,}6$ Wb/m^2.

Cu acest transformator de probă şi cu convertizorul tri-monofazat existent la catedra de Maşini Electrice au fost ridicate experimental curbele din fig. 2 corespunzătoare pentru $\xi\leq 0{,}05$.

Cu relaţia (5) s-a trasat curba din fig. 3 şi cu aceasta a fost transformat parametrul δ al curbelor din fig. 2 în parametrul Q_{Fe}.

4. CONCLUZII

Familia de curbe avînd ca parametru Q_{Fe} serveşte pentru alegerea transformatorului de cuplaj cel mai convenabil şi ceea ce este foarte important la un curent de sudare impus, aceste curbe indică transformatorul care are gabaritul cel mai mic. De asemenea, cum la secţiuni mici ale miezului, volumul de cupru este mare şi invers, se poate stabili uşor care este transformatorul cu costul cel mai scăzut, fapt important din punct de vedere economic.

МЕТОД РАСЧЕТА СОЕДЕНИТЕЛЬНОГО ТРАНСФОРМАТОРА ПРИМЕНЯЕМОГО ПРИ СИММЕТРИЗАЦИИ ТРЕХ-ОДНОФАЗОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Дается метод расчета соединительных трансформаторов для треходнофазнных сварочных преобразователей с известными параметрами. Метод основан на изготовлении пробного трансформатора, на экспе-

риментальных данных, полученных на основании теории подобия. Определяется серия соединительных трансформаторов. Дается прием для выбора самого подходящего решения.

MÉTHODE DE CALCUL CONCERNANT LE TRANSFORMATEUR DE COUPLAGE UTILISÉ À LA SYMÉTRISATION DU CONVERTISSEUR TRI-MONOPHASÉ

(RÉSUMÉ)

On indique une méthode de calcul d'une série de transformateurs de couplage pour un convertisseur de soudure tri-monophasé aux paramètres connus, méthode basée sur le calcul et l'exécution d'un transformateur de couplage d'essai et sur les données expérimentales obtenues à l'aide d'une relation de similitude. On détermine la série de transformateurs de couplage. On indique la méthode dont on choisit la solution la plus convenable.

BIBLIOGRAFIE

1. T. Dordea, V. Chioreanu, Gh Atanasiu şi I. Şora, Simetrizarea convertizorului tri-monofazat prin cuplaj transformatoric. Buletinul Ştiinţific al I.P.T. tomul 3 (17), 1958.
2. Revue Generale de l'Electricité, Janvier 1935. Abaques tripolaire pour la determination des compozantes symetriques directes et inverses d'un systeme de vectores triphasex.
3. R. Richter, *Maşini electrice*, vol. I, Editura Tehnică, 1958.

REALIZAREA UNUI REDRESOR MECANIC CU ROLE

DE

IULIU HEINRICH

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Redresorul mecanic realizat de autor are la bază schema de funcționare din fig. 1.

Realizarea sistemului de redresare a impus rezolvarea a două categorii de probleme: a) Conceperea și construirea sistemului mecanic de acționare a contactelor a_1, a_2, b_1, b_2, c_1, c_2 (fig. 1). b) Dimensionarea corectă a elementelor schemei electrice.

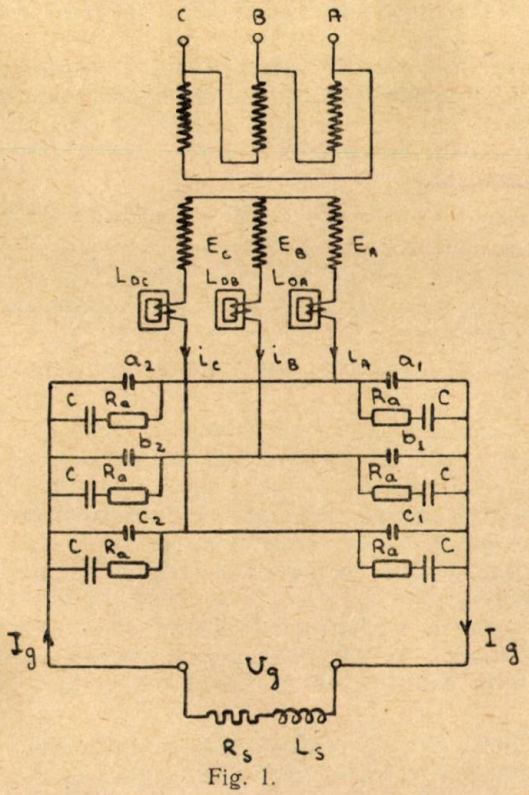


Fig. 1.

SISTEMUL MECANIC DE ACȚIONARE A CONTACTELOR

Dispozitivul mecanic care realizează deschiderea și închiderea corespunzătoare a contactelor are la bază următorul principiu (fig. 2):

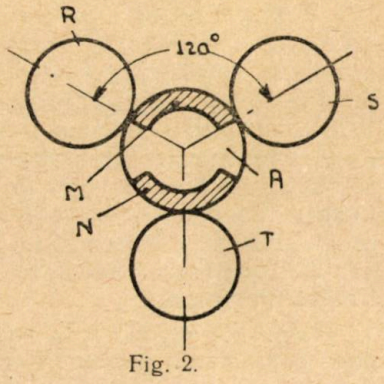


Fig. 2.

O rolă centrală (A) este rotită cu turația riguros constantă de 3 000 rpm și antrenează prin frecare trei role (R, S, T) decalate între ele cu cîte 120°. Rola centrală prezintă două segmente metalice (M și N), care ocupă un sector de cîte 120°, acestea fiind izolate între ele. Rolele R, S și T sînt din metal. Înfășurările transformatorului sînt legate la rolele R, S, T. Se observă, că la rotirea rolei centrale cu turația de 3 000 rpm (la $f=50$ Hz) între segmentele M și N apare tensiunea redresată. Trebuie să existe o concordanță de fază între poziția rolei centrale și tensiunile alternative aduse la rolele periferice. Segmentul M venind în contact cu rolele R, S, T realizează contactele a_1, b_1 și c_1 din fig. 1. Segmentul N cu rolele R, S, T realizează contactele a_2, b_2 și c_2.

Comutația corectă a redresorului impune ca segmentele metalice M și N ale rolei centrale să ocupe un sector de cîte $120°+\lambda$ unde λ e unghiul de acoperire al redresorului. Cu scopul de a putea varia domeniul de încărcare al redresorului, unghiul λ trebuie să fie reglabil. Acest lucru la redresorul executat s-a realizat prin divizarea rolei centrale în două discuri suprapuse, identice. Fiecare disc posedă segmentele metalice de 120°. Dacă cele două discuri sînt suprapuse în poziție analoagă, determină două segmente rezultante de cîte 120°. Dacă cele două discuri sînt decalate între ele cu unghiul λ, în ansamblu determină două segmente de $(120+\lambda)°$.

Între segmentele M și N ar trebui să se interpună două sectoare din material izolant de cîte 60°. Pentru a ușura construcția rolei centrale și aceste segmente s-au executat din metal, ele fiind izolate față de segmentele active M și N prin micanită. Ca la decalarea celor două discuri suprapuse să nu se producă scurtcircuitarea segmentelor active, segmentele pasive de 60° au înălțime axială mai mică, decît cele active. Construcția descrisă se vede în fotografia de pe fig. 3.

Cele 4 segmente ale unui disc sînt consolidate printr-un sistem identic cu cel de la colectoarele mașinilor electrice.

Legătura între segmentele active și circuitul exterior se realizează prin două inele colectoare, ce se observă pe fotografia din fig. 3. Pe fiecare inel calcă trei perii, care lucrează în paralel.

Atît rola centrală, cît și rolele periferice sînt confecționate din cupru electrolitic.

Rola periferică constă dintr-o cămașă cilindrică de cupru, trasă peste un suport din oțel (fig. 4). Rola periferică nu s-a executat din metal masiv cu scopul reducerii greutății proprii. Modul de fixare a rolei periferice în mașină trebuie să asigure posibilitatea varierii presiunii de contact și preluarea vibrațiilor, ce apar în urma asperităților suprafețelor de contact. În acest scop tija, în jurul căreia subansamblul rolei periferice (fig. 5) poate oscila nu se fixează rigid de carcasă, ci prin intermediul unor rondele și inele de cauciuc, ce asigură amortizarea vibrațiilor. Presiunea de contact se asigură prin intermediul unui resort, ce se observă în fotografia din fig. 6. Construcția adoptată permite modificarea presiunii de contact în timpul funcționării.

Legătura electrică la rolele periferice se realizează prin intermediul unor contacte cu mercur. Axul rolei periferice în partea inferioară se scu-

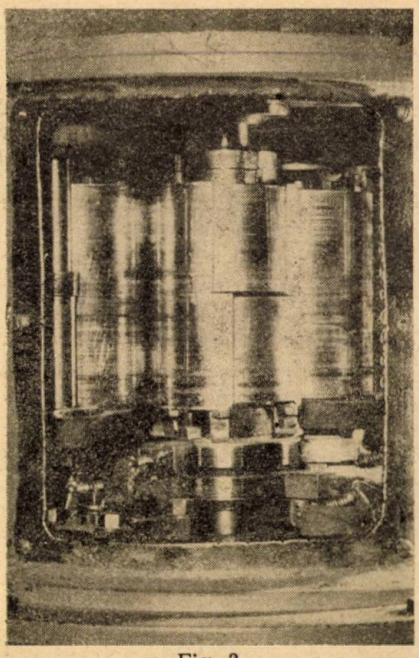


Fig. 3.

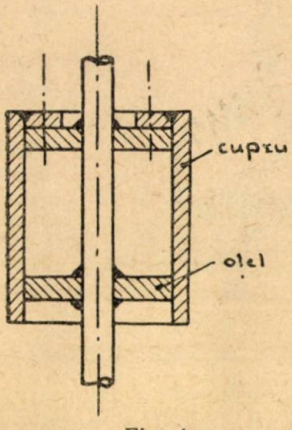


Fig. 4.

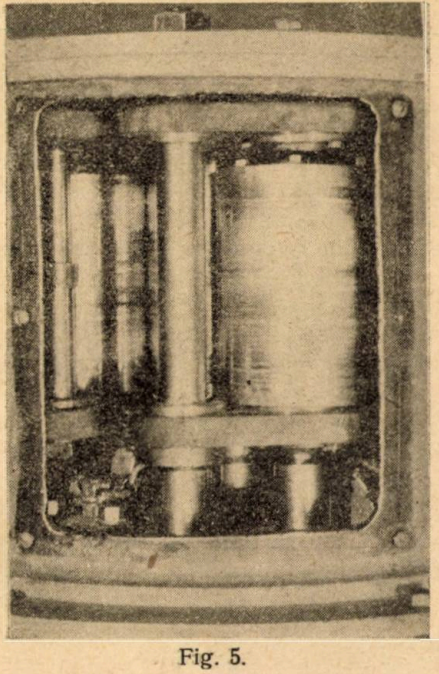


Fig. 5.

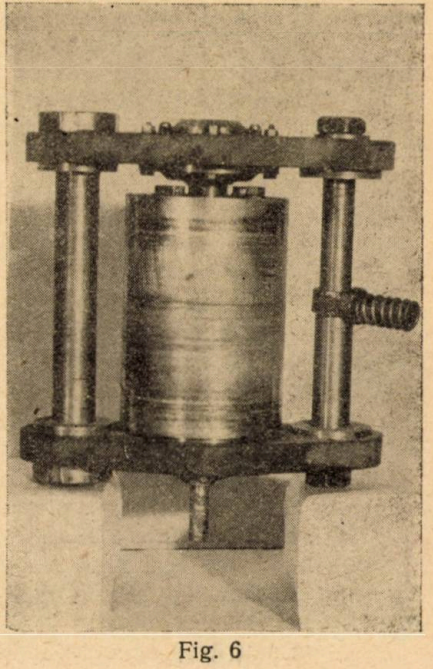


Fig. 6

fundă într-o cuvă cu mercur (vezi fig. 5). Cînd redresorul e montat, cuva cu mercur se poate monta respectiv demonta ulterior, fără să se modifice poziţia celorlalte piese.

Construcţia executată a mecanismului de redresare are la bază principiul enunţat de E. Marx [1]. Realizarea constructivă a principiului este originală.

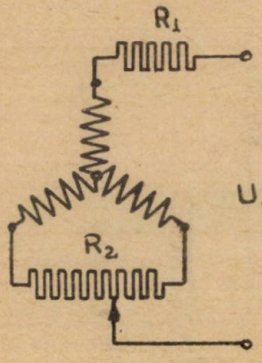


Fig. 7.

Redresorul mecanic realizat este acţionat de un motor asincron de 3 000 rpm cu rotor bobinat. După pornirea motorului cu reostat, motorul se sincronizează prin legarea înfăşurării rotorice la o sursă de curent continuu, conform schemei din fig. 7. Prin deplasarea cursorului pe rezistenţa R_2 se poate modifica axa cîmpului excitat de curentul continuu ce trece prin rotor. Astfel se reglează poziţia relativă a rolei centrale faţă de rolele periferice, ceea ce înseamnă reglarea unghiului de atac α a redresorului, adică reglarea momentului începerii comutaţiei.

DIMENSIONAREA ELEMENTELOR SCHEMEI ELECTRICE

Funcţionarea fără arc a redresorului mecanic depinde de dimensionarea corectă a elementelor schemei electrice. Elementele principale ale schemei sînt bobinele de comutaţie.

Dimensionarea bobinelor de comutaţie se face în funcţie de :

— domeniul de variaţie a curentului redresat,

— tensiunea de alimentare, ce se fixează în funcţie de tensiunea redresată cerută,

— reactanţa de dispersie a transformatorului de alimentare,

— caracteristicile magnetice ale materialului folosit drept miez.

Bobinele de comutaţie ale redresorului realizat s-au proiectat pentru un domeniu de variaţie a curentului de 10—100 A. Se ştie însă că prin reglarea potrivită a unghiului de atac α şi a unghiului de acoperire λ domeniul de variaţie a curentului redresat poate fi deplasat considerabil spre curenţi mai mari.

Tensiunea de alimentare s-a ales $E_m = 56$ V (valoarea maximă a tensiunii de fază). Rezultă tensiunea redresată la mers în gol şi $\alpha = 0$ de 92 V.

Reactanţa de dispersie a transformatorului s-a determinat pe cale experimentală.

Miezul bobinelor de comutaţie s-a executat din tablă silicoasă de 0,35 mm grosime. Trebuie remarcat faptul, că folosirea aliajelor fier-nichel ar fi uşurat mult realizarea redresorului. S-a pus însă problema construirii redresorului din materiale procurabile în ţară.

Bobinele de comutaţie au rezultat de următoarele dimensiuni :

— miez sub formă de tor (fără întrefier) cu diametru interior de 60 mm, diametrul exterior de 100 mm, 50 tole suprapuse de 0,35 mm grosime,

— înfăşurarea executată din bară 2×12 mm^2, $W = 40$ spire.

Fără a mai prezenta detalii de calcul, bobinele asigură o siguranță la mers în gol de $\sigma_0 = 0{,}15$.

Alegerea capacităților și a rezistențelor de șuntare a contactelor s-a făcut pe baza următoarelor considerente : Obținerea unei tensiuni mici la bornele elementelor de contact în momentul deschiderii contactului și asigurarea creșterii lente a tensiunii inverse cere capacitate cît mai mare și rezistență cît mai mică. Evitarea formării scînteilor la conectare și a eventualei sudări a elementelor de contact cere capacitate cît mai mică și rezistență mare. În urma calculelor s-a adoptat soluția de compromis cea mai favorabilă : $C = 10\ \mu F$, $R = 15\ \Omega$.

REZULTATE EXPERIMENTALE

Verificările experimentale s-au executat, avînd caracteristicile de funcționare calculate. La calculul acestora s-a folosit de ciclul de histereză ridicat pe cale experimentală pentru bobinele de comutație executate. Fig. 8 redă ciclul de histereză în ansamblu și porțiunea centrală mărită. Scara absciselor s-a gradat direct în curent, ținînd cont că bobina are 40 spire.

Întreruperea contactelor conform [4] s-a fixat să se facă în intervalul de curent de ± 2 A. Acestui domeniu de curent îi corespunde un domeniu a inducției de $\Delta B_k = 19\,000$ Gauss. Acest domeniu ΔB_k determină mărimea treptei de curent.

Pe baza ciclului de histereză (fig. 8) s-au calculat curbele de curent maxim și de curent minim în funcție de unghiul de atac α, parametrul curbelor fiind unghiul de acoperire λ. Aceste curbe sînt redate în fig. 9.

Curbele de curent maxim s-au calculat pe baza relației (se stabilește ținînd cont de teoria funcționării redresoarelor mecanice):

$$I_{gM} = \frac{\sqrt{3} \cdot E_m}{2X} [\cos \alpha - \cos (\alpha + \lambda)] - \frac{WQ\omega}{2X} \cdot (2B_{gM} - B_k - B_r) + i_{\mu k}$$

unde :

E_m este amplitudinea tensiunii de fază a transformatorului de alimentare ($E_m = 56$ V);

X — reactanța de dispersie a transformatorului redusă la secundar ($X = 0{,}0194\ \Omega$);

W — numărul de spire al bobinei de comutație ($W = 40$);

Q — secțiunea miezului bobinei de comutație ($Q = 3{,}5$ cm^2);

B_{gM} — inducția corespunzătoare în miez la curentul I_{gM};

$i_{\mu k}$ — curentul pozitiv maxim ce poate fi întrerupt ($i_{\mu k} = 2$ A);

B_k — inducția corespunzătoare în miez la curentul $i_{\mu k}$ ($B_k = 10\,600$ G)

B_r — inducția în miezul bobinei de comutație în momentul închiderii contactului (s-a considerat $B_k = 5\,000$ Gauss).

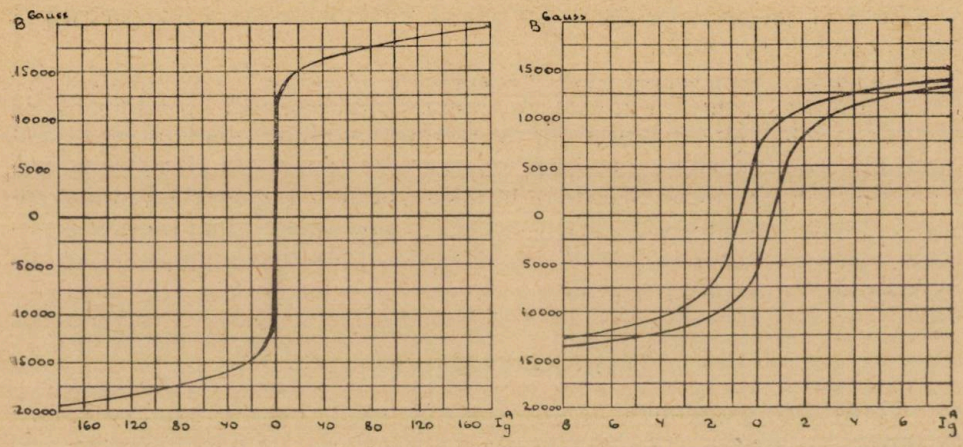

B Gauss
15000
10000
5000
0
5000
10000
15000
20000
160 120 80 40 0 40 80 120 160
I_g^a
B Gauss
15000
10000
5000
0
5000
10000
15000
20000
8 6 4 2 0 2 4 6
I_g^a

Fig. 8.

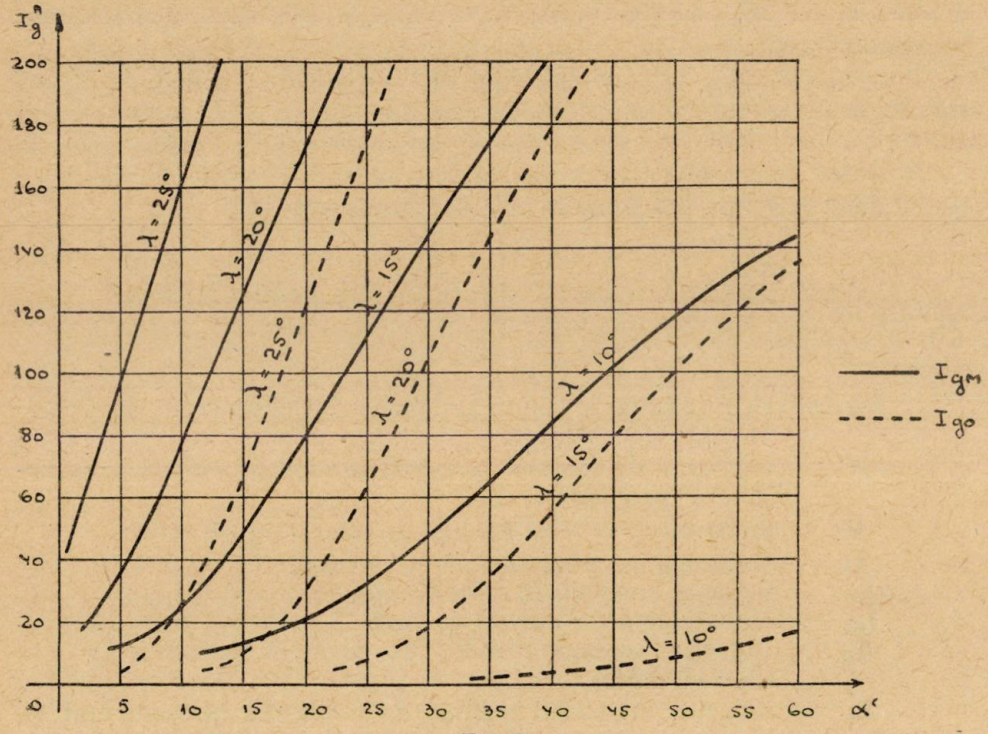

I_g^a
200
180
160
140
120
100
80
60
40
20
0
5 10 15 20 25 30 35 40 45 50 55 60 α'
λ = 25°
λ = 20°
λ = 25°
λ = 15°
λ = 20°
λ = 10°
λ = 15°
λ = 10°
I_{gm}
I_{go}

Fig. 9.

Curbele de curent minim sînt determinate de relaţia :

$$I_{g0}=\frac{\sqrt{3}\cdot E_m}{2X}[\cos\alpha-\cos(\alpha+\lambda)]-\frac{WQ_\omega}{2X}\cdot(2B_{g0}-B''_k-B_r)+i''_{\mu k}$$

unde : B_{g0} este inducţia corespunzătoare în miez la curentul I_{g0}

$i''_{\mu k}$ — curentul negativ maxim ce poate fi întrerupt ($i''_{\mu k}=-2$ A). La fixarea lui $i''_{\mu k}$ nu s-a ţinut cont de siguranţa în funcţionare la mers în regim de sarcină minimă.

B''_k — inducţia corespunzătoare în miez la curentul $i''_{\mu k}$ ($B''_k=-8\,400$ G).

Curbele calculate (fig. 9) au fost verificate experimental. S-a constatat că redresorul funcţionînd între limitele indicate de curbe, scînteile la contacte au fost foarte mici. Depăşind limitele, scînteile au crescut, iar la o depăşire mai pronunţată a limitelor a apărut arc puternic la contacte. În cadrul încercărilor s-a atins curentul maxim de 150 A. Curentul a fost limitat de puterea transformatorului de alimentare, redresorul mecanic propriu zis permite obţinerea unor curenţi mult mai mari.

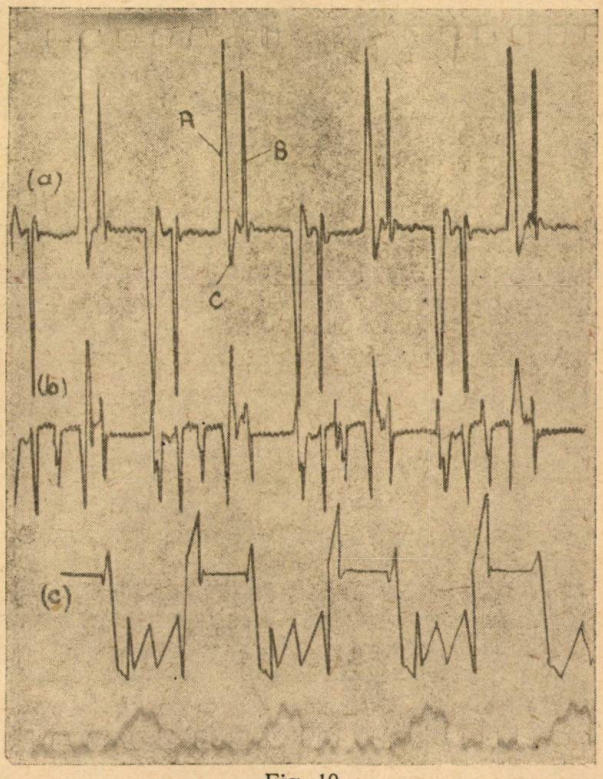


Fig. 10.

Pentru urmărirea funcţionării redresorului s-au luat oscilograme (fig. 10). Curba (*a*) reprezintă variaţia tensiunii la bornele bobinei de comutaţie. Curba (*b*) arată variaţia curentului prin circuitul de şuntare a unui contact. Curba (*c*) redă variaţia tensiunii la bornele unui contact. În curba (*a*) vîrful *A* corespunde intervalului, în care bobina de comutaţie creiază treapta de curent. În acest interval întreaga tensiune înlănţuită a fazelor care comută se repartizează pe bobina de comutaţie a fazei ce se deconectează. După vîrful pozitiv al tensiunii (*A*) urmează vîrful negativ (*C*), drept dovadă că după deschiderea contactului curentul pe faza res-

pectivă îşi inversează sensul (circuitul se închide peste circuitul de şuntare al contactului).

Datorită acestui fenomen punctul de funcţionare pe caracteristica de magnetizare a bobinei nu este mutat în cot. Acest fenomen a fost prevăzut de autor încă înainte de realizarea instalaţiei de redresare în articolul [5]. Datorită fenomenelor descrise la noua conectare a fazei studiate curentul nu poate să crească neîntîrziat în sens negativ, deoarece miezul bobinei de comutaţie se găseşte în stare nesaturată. Bobina deci intervine din nou (vîrful *B*) şi întîrzie desfăşurarea comutaţiei. Fenomenul descris prezintă un avantaj esenţial. A doua intervenţie a bobinei de comutaţie (vîrful *B*) face posibilă, să se lipsească în schemă de bobinele de conectare, a căror rol este studiat în literatură [3].

Oscilograma arată că la deschiderea unui contact au loc fenomene oscilatorii — fenomene prevăzute şi studiate de autor în [5].

Curba tensiunii la contacte (*c*) arată, că la deschiderea contactelor nu numai că se obţine întîrzierea creşterii tensiunii inverse, ba chiar se obţine un vîrf de tensiune pozitivă.

Oscilogramele din fig. 10 au fost ridicate la $\lambda = 10°$, $\alpha \cong 40°$, $I_g = 100$ A

ВЫПОЛНЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКОГО РОЛИКОГО ВЫПРЯМИТЕЛЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа осведомляет о выполнении механического роликого выпрямителя. В первой части дается принцип роликого выпрямителя и конструктивная форма выпрямительного приспособления. В продолжении дается способ определения размеров элементов электрической схемы выпрямителя с указанием лишь начальных точек и результатов проэктирования. В последней части даются кривые работы выпрямителя и результаты экспериментальных работ.

DIE HERSTELLUNG EINES MECHANISCHEN ROLLENGLEICHRICHTERS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit berichtet über die Herstellung eines mechanischen Rollengleichrichters. In dem ersten Teil wird das Prinzip der Gleichrichtung mittels Rollen und die konstruktive Form des Gleichrichters vorgeführt. Weiterhin wird die Dimensionierungsmethode des Gleichrichterschemas bestimmt. In dem letzten Teil werden die Wirkungsdiagramme und die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen gegeben.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Marx, Mechanische Stromrichter mit aufeinander abrollenden Kontakten. Elektrotechn. Z. Ausg. A. Jg. 75, 1954.
2. T. Tolstov, *Kontaktniie preobrazovateli,* Moscova, 1953.
3. E. Rolf, *Der Kontaktumformer.* Springer-Verlang, Berlin, 1957
4. A. Goldstein, *Die Theorie der Kontaktumformer mit Schaltdrosseln,* Zürich, 1948.
5. I. Heinrich, Consideraţii privind teoria funcţionării redresoarelor mecanice. Bul. Inst. Politehnic Timişoara.

UTILIZAREA EFECTULUI PELICULAR LA CONSTRUIREA UNEI REZISTENȚE VARIABILE CU FRECVENȚA

DE

T. DORDEA, I. SUCIU și GH. ATANASIU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. PUNEREA PROBLEMEI

În lucrare se urmărește utilizarea efectului pelicular la construirea unui reostat de pornire a motoarelor asincrone. În vederea obținerii unui efect pelicular pronunțat se utilizează materiale feromagnetice. La fine sînt prezentate rezultate experimentale obținute cu un reostat executat.

2. CONSIDERAȚIUNI ASUPRA EFECTULUI PELICULAR IN CONDUCTOARELE FEROMAGNETICE AȘEZATE IN CRESTATURA

În cazul conductoarelor din material feromagnetic, permeabilitatea magnetică μ depinde de intensitatea cîmpului magnetic astfel că în fiecare punct al mediului feromagnetic ea variază cu intensitatea cîmpului magnetic din acel punct. Raportul dintre pierderile Joule în curent alternativ și cele în curent continuu cum se știe se numește factor de majorare a rezistenței :

$$k = \frac{R_{\sim} I^2}{R_0 \cdot I^2} = \frac{R_{\sim}}{R_0} \qquad (1)$$

unde $R_{\sim}$ este rezistența conductorului în curent alternativ, care în cazul materialelor feromagnetice variază cu curentul prin conductor. În fig. 1 s-a trasat variația factorului de amplificare k determinat, experimental pentru un conductor feromagnetic 50×8,5 mm plasat într-o crestătură cu pereți paraleli 50×9 mm. Variația lui k urmărește fidel alura curbei permeabilității magnetice μ avînd un maxim pentru porțiunea nesaturată a curbei de magnetizare a conductorului, o permeabilitate magnetică mare, atrage după sine o mărire a efectului pelicular.

Facem calculele în următoarele ipoteze simplificatoare :

1. În primă aproximație se consideră permeabilitatea magnetică a conductorului feromagnetic $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$ constantă. Se consideră de asemenea

permeabilitatea magnetică a miezului feromagnetic din jurul conductorului $\mu_{Fe} = \infty$ în comparaţie cu aerul.

2. Cîmpul magnetic al conductoarelor feromagnetice plasate în crestături este perpendicular pe pereţii laterali ai crestăturii.

3. Cîmpul magnetic şi densitatea de curent în conductor sînt constante în lungul crestăturii.

4. Variaţia în timp a intensităţii de cîmp magnetic H şi densităţii de curent I este sinusoidală.

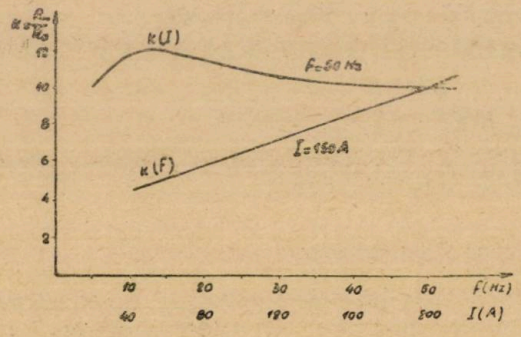


Fig. 1. Variaţia factorului de majorare $\sqrt{k} = \frac{R}{R_0}$ cu curentul, datorită variaţiei permeabilităţii magnetice μ saturaţia.

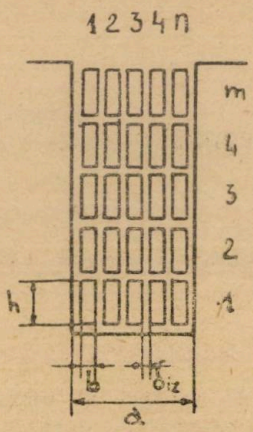


Fig. 2. Conductori plasaţi în crestătură, cu indicarea mărimilor ce intervin în calculul factorului k.

Plasînd conductoarele feromagnetice în crestături ca în fig. 2, se poate calcula factorul k de mărire a rezistenţei în curent alternativ după metoda cunoscută.

Se obţine pentru k expresia [4 p. 233]

$$k = \varphi(\xi) + \frac{m^2 - 1}{3} \psi(\xi) \tag{2}$$

unde

$$\varphi(\xi) = \xi \frac{\operatorname{sh} 2\xi + \sin 2\xi}{\operatorname{ch} 2\xi - \cos 2\xi}; \quad \psi(\xi) = 2\xi \frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi + \cos \xi}$$

şi

$$\xi = \alpha \cdot h$$

ξ fiind înălţimea de calcul a conductorului, iar pentru factorul de refulare :

$$\alpha = \sqrt{\frac{\mu_0}{2} \cdot \frac{\omega}{\rho} \cdot \frac{n \cdot b \cdot}{a - nb \frac{\mu - \mu_0}{\mu}}} \tag{2a}$$

aici : b, h, fiind respectiv lăţimea, înălţimea conductorului elementar, a — lăţimea crestăturii, m — reprezintă numărul de straturi suprapuse în crestătură, iar n numărul de conductoare elementare dintr-un strat, toate fiind luate în serie.

În cazul conductoarelor feromagnetice μ este mult mai mare ca μ_{aer}, deci avem : $\frac{\mu-\mu_0}{\mu}\approx 1$ și deci

$$\alpha \approx \sqrt{\frac{\mu_0}{2}\omega\frac{1}{\rho}\cdot\frac{n\cdot b}{a-nb}}. \tag{2b}$$

Comparînd expresia lui ξ pentru conductoare feromagnetice cu cea pentru conductoare nemagnetice (spre exemplu cupru), se obține :

$$\xi_{Fe}=\xi_{Cu}\sqrt{\frac{a}{a-nb}}.$$

De aici rezultă că pentru a obține un ξ_{Fe} cît mai mare este necesar ca $a-nb$ adică grosimea totală a izolației crestăturii să fie cît mai mică. Se vede de asemenea că numărul de conductoare n dintr-un strat influențează numai în măsura $\frac{n\cdot b}{(n+1)\,\delta_{iz}}$ unde b este grosimea conductorului, iar δ_{iz} grosimea izolației lui. Cînd n variază de la 1 la ∞, acest raport variază de la $\frac{b}{2\cdot\delta_{iz}}$ la $\frac{b}{\delta_{iz}}$, ceea ce are același efect ca și cînd s-ar reduce grosimea izolației la jumătate. Cum în practică avem $n>5$ înseamnă că se poate considera că n nu influențează asupra lui k. Acesta depinde însă de $\frac{b}{\delta_{iz}}$.

În fig. 3 sînt date curbele $k=f(h)$, m fiind ca parametru, pentru $f=50$ Hz, $\rho=1{,}6\cdot10^{-7}\,\Omega$ m și $\frac{b}{\delta_{iz}}=7{,}5$.

Din aceste curbe se vede că k crește repede cu h și cu m.

3. MERSUL CALCULULUI UNUI APARAT DE PORNIRE PE BAZA DE EFECT PELICULAR

Cu acestea se poate calcula un aparat de pornire pe bază de efect pelicular. Pentru aceasta este necesar să se cunoască parametrii motorului asincron, deci și curentul de pornire.

Neglijînd curentul de magnetizare în momentul pornirii, se obține pentru curentul de pornire expresia

$$I'_{2p}=I_{1p}=\frac{U_1}{\sqrt{\left(R_1+\frac{R'_{2p}}{s}\right)^2+X_\tau}} \tag{3}$$

unde : U_1 este tensiunea la borne a fazei statorice,
R_1 — rezistența fazei statorice,
R'_{2p} — rezistența secundară totală redusă la stator,
X_τ — reactanța de dispersie a mașinii, inclusiv partea care provine de la aparatul de pornire considerată la frecvența statorică.

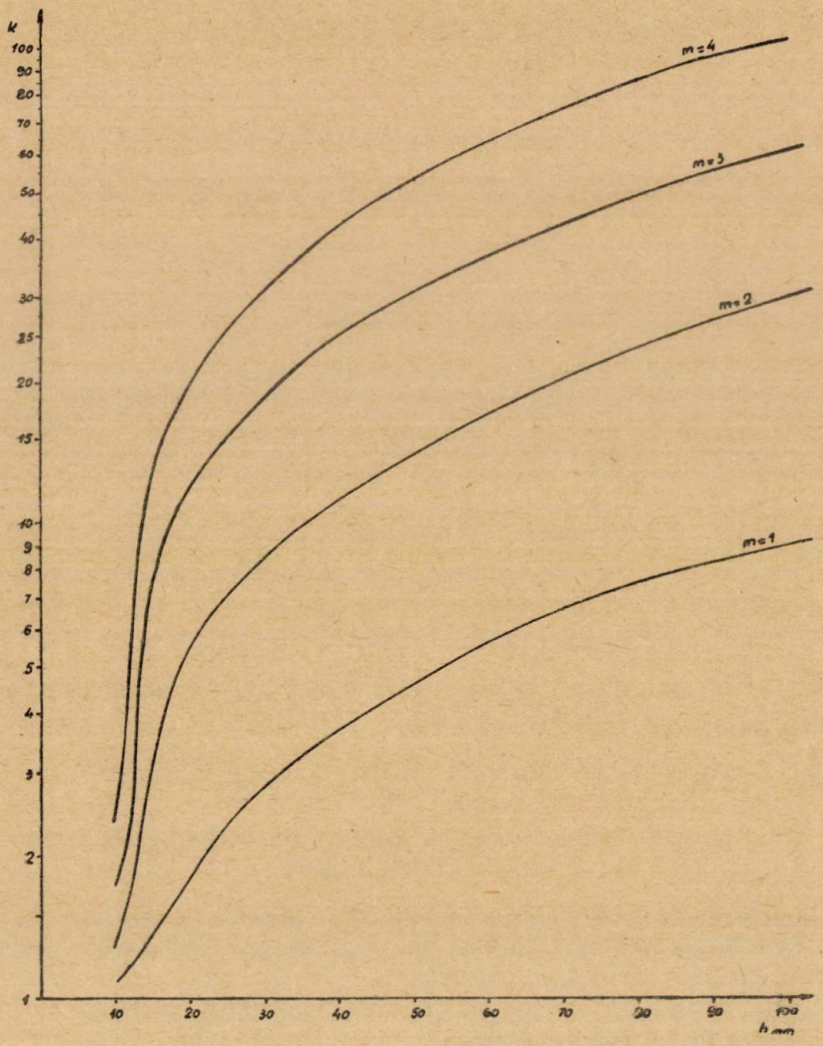


Fig. 3. Alura curbelor limită $k=f(h)$ avînd ca parametru m, n pentru cazul $\rho=6{,}16\ \Omega\ \text{mm}^2/\text{m}$, $b=0{,}6$ m, $\delta_{iz}=0{,}08$ mm.

Din (3) se obține R'_{2p}:

$$R_{2p}=\frac{1}{k_m^2}\cdot\frac{\sqrt{U_1^2-I_{2p}'^2\cdot X_\tau^2}}{I'_{2p}} \tag{4}$$

unde k_m este raportul de transformare cunoscut al motorului asincron. Rezistența în momentul pornirii, cînd $f=50$ Hz este

$$R_{2p}=R_{2r}+k\cdot R_0 \tag{5}$$

unde R_{2r} este rezistenţa rotorului,

R_0 — rezistenţa aparatului de pornire la $f=0$ iar k este factorul de mărire a rezistenţei în curent alternativ.

Rezistenţa R_0 se determină astfel ca la sfîrşitul procesului de pornire, cînd aparatul de pornire este scos prin scurtcircuitare, şocul de curent să nu depăşească valoarea admisibilă (aproximativ de două ori curentul nominal din rotor). Alegerea unui R_0 mare impune un k mic, uşor de realizat, însă duce la aparate de pornire de dimensiuni mari şi la şocuri mari de curent în momentul scurtcircuitării. Un R_0 mic impune un k mare, mai dificil de realizat însă aparatul de pornire devine mai economic şi şocul de curent mai redus. Valorile ce trebuiesc realizate pentru factorul k sînt de ordinul $6 \div 10$, aceasta bazată pe observaţia că alunecarea de răsturnare are valori în jurul lui $0{,}1 \div 0{,}15$.

Secţiunea conductorului rezultă, admiţînd o densitate de curent medie corespunzătoare limitelor de stabilitate termică a aparatului în condiţiile pornirii. Cunoscînd rezistivitatea materialului ρ, secţiunea conductorului S şi R, se calculează lungimea totală a conductoarelor care formează partea activă plasată în crestătură. Admiţînd o lungime a aparatului impusă de condiţiile exploatării, rezultă numărul de conductoare aşezate în crestătură.

Avînd numărul de conductoare se alege numărul de straturi suprapuse în crestătură m (obişnuit între 2 şi 4) determinîndu-se n şi apoi k. Se alege soluţia optimă ţinîndu-se seama şi de partea constructivă a aparatului. În felul acesta se poate determina simplu dimensiunile crestăturii. O primă verificare se face determinînd inducţia în crestătură în baza ipotezei că $\mu_{Fe} \to \infty$ deci ţinînd cont numai de grosimea izolaţiei după direcţia transversală : $(n+1)\cdot\delta_{iz}$

$$B=\mu_0 \cdot H=\mu_0 \cdot m \cdot n \cdot I_{ef}/(n+1)\cdot\delta_{iz}\,.$$

Dacă această inducţie este prea mare (valori superioare lui 1,8. Te) se recalculează parametrii conductoarelor pentru obţinerea unei inducţii corespunzătoare valorii 1,6—1,8 Te pentru care $\frac{\mu-\mu_0}{\mu} \cong 1$.

Dimensionarea miezului feromagnetic al crestăturii se face în primă aproximaţie considerînd o repartiţie lineară a inducţiei magnetice pe înălţimea crestăturii, ceea ce permite determinarea fluxului în miezul feromagnetic. Cu valoarea lui B_{max} care se alege şi a inducţiei magnetice B_{Fe} în porţiunea xy, ţinînd cont că prin această secţiune trece acelaşi flux ca şi prin peretele lateral al crestăturii (fig. 4).

$$\frac{B_{max}}{2}\, h \cdot m = B_{Fe} \cdot d$$

se deduce mărimea „d“, alegînd o inducţie B_{Fe} care să fie în cotul curbei de magnetizare a materialului feromagnetic al crestăturii (1,4 ~ 1,5 Te).

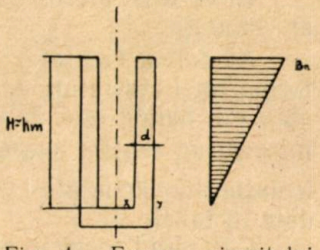


Fig. 4. Forma circuitului magnetic al reostatului pe bază de efect pelicular.

Astfel sînt determinate toate elementele necesare construirii aparatului de pornire.

4. REZULTATE EXPERIMENTALE

În baza acestor consideraţii s-au calculat, construit şi încercat 2 reostate funcţionînd pe efectul pelicular.

Primul reostat constă din benzi de oţel izolate, înfăşurate pe un cilindru de oţel strînse apoi cu un alt cilindru de oţel pentru închiderea cîmpului magnetic. O secţiune prin acest reostat este indicată în fig. 5.

În tabela 1 sînt date rezultatele experimentale obţinute cu acest reostat realizat din bandă de oţel de 30/0,6 mm, $\rho = 1{,}5 \cdot 10^{-7}\ \Omega$ m; bobina constă din 6 galeţi a 7 spire; înălţimea cilindrului 200 mm şi diametrul mediu 125 mm; grosimea unui cilindru 8 mm.

Tabela 1

I (A)	Z (Ω)	R (Ω)	X_t (Ω)	R_0 (Ω)	k
25	0,672	0,536	0,407	0,15	3,58
20	0,7	0,564	0 415	0,15	3,76
11,5	0,695	0,605	0,388	0,15	4,03

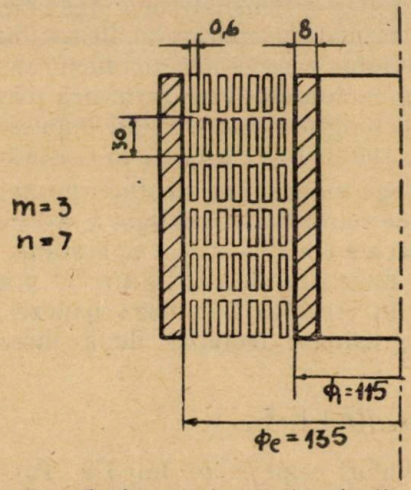


Fig. 5. Aparat de pornire de tip cilindric.

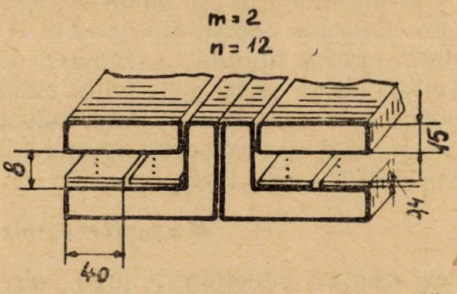


Fig. 6. Aparat de pornire de tip crestătură dublă.

Se observă că factorul k are valori reduse. Aceasta se datoreşte efectului de ecranare a curenţilor turbionari induşi în cilindrii masivi de oţel.

În ceea ce priveşte reactanţa, aceasta are valori acceptabile în primă aproximaţie.

Al doilea reostat s-a executat cu circuit magnetic din tole izolate de forma unei crestături duble, cum este indicat în fig. 6. Conductoarele constau din bandă lată de oţel formînd o bobină aplatizată. Rezultatele obţinute cu un reostat executat din bandă de oţel 40/0,4 mm, $\rho = 1{,}5 \cdot 10^{-7}\ \Omega$ m izolaţie din hîrtie uleiată 0,1 mm; $m = 2$; $n = 12$, deci $\frac{n \cdot b}{(n+1)\,\delta_{iz}} = 1,5$, sînt date în tabela 2.

Calculînd teoretic pe k se obţine valoarea $k = 3{,}7$.

Se observă ca valoarea lui k determinată experimental corespunde cu cea calculată teoretic. În ceea ce priveşte valoarea reactanţei inductive

aceasta este mai mare ca cea găsită pentru aparatul de tip cilindric, datorită unui cuplaj magnetic mai strîns.

Tabela 2

I (A)	z (Ω)	R (Ω)	X_t (Ω)	R_0 (Ω)	$k=\frac{R}{R_0}$
10	1,49	0,745	1,285	0,27	2,76
15	1,5	0,865	1,23	0,23	3,20
18,75	1,52	0,920	1,215	0,27	3,40
20	1,48	0,940	1,14	0.27	3,50
21	1,51	0,96	1,094	0,27	3,56
25	1,44	0,88	1,110	0.27	3,26

În concluzie se poate spune că este posibilă construcţia unui aparat de pornire pentru motoarele asincrone pe bază de efect pelicular, a cărui rezistenţă activă variază cu frecvenţa curentului rotoric, permiţînd pornirea automată a motoarelor cu rotor bobinat, cu toate avantajele care rezultă din aceasta. În ceea ce priveşte reostatul, acesta utilizează numai materiale feroase, fără contacte cu un singur dispozitiv de scurtcircuitare, ceea ce face ca să fie tot odată mai ieftin decît reostatele utilizate astăzi pentru pornire.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО ЭФФЕКТА ПРИ ПОСТРОЙКЕ ПЕРЕМЕННОГО ЧАСТОТНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе излагаются теоретические соображения и результаты испытания некоторых автоматических аппаратов для пуска ассинхронных моторов, у которых ротор имеет обмотку и действие которых основывается на поверхностном эффекте.

L'UTILISATION DE L'EFFET PELLICULAIRE À LA CONSTRUCTION D'UNE RESISTANCE VARIABLE À FRÉQUENCE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présente les considérations théoriques et les essais expérimentaux sur certains appareils automatiques de démarrage, des moteurs asyncrons à rotor bobiné, dont le fonctionnement se base sur l'effet pelliculaire.

BIBLIOGRAFIE

1. L. R. Neiman, *Poverhnostnîi effect v feromagnitnih telah 1959.*
2. T. Dordea, Asupra numărului optim de conductoare din crestăturile unei maşini electrice de curent alternativ, Electrotehnica nr. 9 din 1959.
3. I. Suciu, Determinarea coeficientului de pierderi la unele înfăşurări de forme complicate. Studii şi realizări electrotehnice, Institutul Tehnic Craiova, 1958.
4. R. Richter, *Maşini electrice,* Editura Tehnică de stat. 1958.

CONTRIBUȚIUNI LA STUDIUL ȘI CALCULUL AMPLIFICATOARELOR DIFERENȚIALE DE CURENT CONTINUU

DE

A. ROGOJAN

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Este necesar adesea ca amplificatoarele de curent continuu să funcționeze împreună cu un oscilograf cu buclă. În acest caz amplificatorul trebuie să aibă un etaj final care face legătura între etajele amplificatoare de tensiune continuă, cu impedanța de ieșire ridicată, și bucla oscilografului, cu impedanța de intrare foarte mică. Etajul final care îndeplinește astfel de cerințe poate fi un etaj amplificator de curent continuu diferențial simetric, cu două triode. În fig. 1 se vede schema unui astfel de amplificator. Aici, punctat, sînt reprezentate dispozitivele de ieșire ale amplificatorului de tensiune continuă. Ne propunem să studiem această schemă.

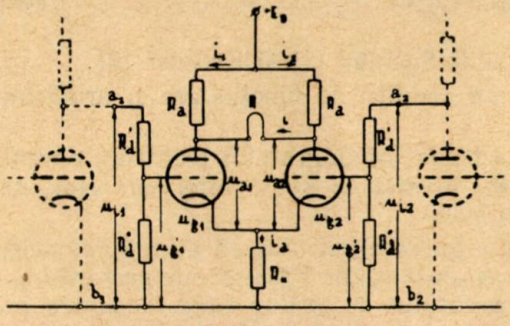


Fig. 1.

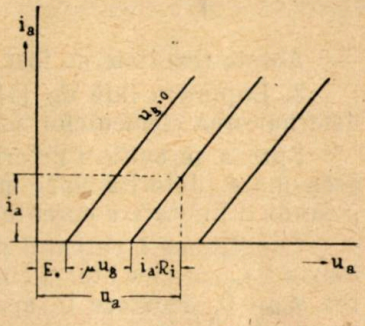


Fig. 2.

La scrierea ecuațiilor vom considera pentru tuburi caracteristicile anodice $i_a = f(u_a)$, idealizate prin drepte.

Deci avem:

$$u_a = E_0 - \mu u_g + i_a R_i .$$

Referindu-ne la schema de mai sus şi ţinînd seama că cele două tuburi sînt identice, putem scrie următoarele ecuaţii :

$$i_a = i_{a1} + i_{a2} \tag{1}$$

$$i_1 = i_{a1} - i \tag{2}$$

$$i_2 = i_{a2} + i \tag{3}$$

$$(i_1 - i_2) R_a - iR = 0 \tag{4}$$

$$i_1 R_a + i_{a1} R_i + (1+\mu) i_a R_k - \mu u'_{g1} = E_B - E_0 \tag{5}$$

$$i_2 R_a + i_{a2} R_i + (1+\mu) i_a R_k - \mu u'_{g2} = E_B - E_0 \tag{6}$$

2. Din acest sistem de ecuaţii putem obţine $i = f(u'_g)$.

Scăzînd pe (6) din (5) şi ţinînd seama de celelalte ecuaţii, obţinem :

$$i = \frac{\mu (u'_{g1} - u'_{g2})}{R + \left(\frac{R}{R_a} + 2\right) R_i} = P_D (u'_{g1} - u'_{g2}) = P_D u'_g \tag{7}$$

$$P_D = \frac{\mu}{R + \left(\frac{R}{R_a} + 2\right) R_i} = P \frac{1}{\frac{R}{R_i} + \frac{R}{R_a} + 2}. \tag{8}$$

Se vede că în cazul cînd avem :

$$R \ll R_i \quad \text{şi} \quad R \ll R_a \tag{9}$$

panta dinamică tinde către valoarea maximă.

$$P_{D\,max} = \frac{1}{2} P \tag{10}$$

Aceste rezultate au fost obţinute de Socolov [1] şi Krusser [2].

3. Impunem faţă de [1], [2] noi condiţii de funcţionare şi urmărim determinarea elementelor schemei.

Spre a se evita o deteriorare a buclei oscilografului printr-un curent prea mare, datorită unei manipulări greşite ce poate interveni uşor, se prevede o limitare a curentului prin buclă.

Condiţia ca i, curentul prin bucla galvanometrului, să atingă valoarea maximă i_m, are loc atunci cînd $u_{g1} = u_{g1m} = 0$. u_{g1} nu poate creşte peste valoarea $u_{g1m} = 0$, deoarece la apariţia curentului de grătar cade tensiunea pe rezistenţa R'_d şi deci nici curentul i nu poate depăşi valoarea fixată.

Cu aceasta, ataşînd indicele 0 pentru valorile mărimilor în cazul repaosului şi indicele m în cazul cînd i obţine valoarea maximă i_m, şi ţinînd seama de simetrie, se poate scrie :

$$\begin{aligned} u'_{g1m} &= u'_{g0} + u_{g1m} = u'_{g0} + (i_{1m} R_k - u'_{g0}) = i_{1m} R_k \\ u'_{g2m} &= u'_{g0} - u_{g1m} = u'_{g0} - (i_{1m} R_k - u'_{g0}) = 2u'_{g0} - i_{1m} R_k . \end{aligned} \tag{11}$$

Pentru ca în anumite cazuri să nu se depăşească domeniul de valabilitate a ecuaţiilor (cînd se pot obţine, spre exemplu, valori negative pentru i_{a2m}) se impune şi condiţia :

$$i_{a2m}=0. \tag{12}$$

Introducînd condiţiile (11) şi (12) în sistemul (1)...(6) şi făcînd unele transformări se obţine :

$$\begin{aligned}&(i_{a1m}-2i_m)\,R_a-i_mR=0\\&(i_{a1m}-i_m)\,R_a+i_{a1m}\,(R_i+R_k)=E_B-E_0\\&i_mR_a+i_{a1m}R_k\,(1+2\mu)=E_B-E_0+2\mu u'_{g0}.\end{aligned} \tag{13}$$

Se vede că dacă se consideră i_{a1m} şi i_m ca mărimi iniţiale date, rămîne să se determine pentru dimensionarea schemei mărimile R, R_a, R_k, E_B şi u'_{g0}. Sînt însă numai trei ecuaţii.

Se poate pune încă o condiţie în legătură cu obţinerea unei anumite pante dinamice, exprimată prin relaţia (8).

Pentru a obţine pentru E_B valori nu prea mari, acceptabile pentru practică, atunci cînd tensiunea de intrare în repaos u_{i0} este relativ ridicată, s-a dovedit a fi necesar divizorul de tensiune de la intrare R'_d, R''_d.

Divizorul este caracterizat prin mărimea :

$$n=\frac{R''_d}{R'_d+R''_d}. \tag{14}$$

Putem deci scrie :

$$u'_{g0}=n\cdot u_{i0}. \tag{15}$$

Completînd sistemul de ecuaţii (13) cu ecuaţiile (8) şi (15) şi rezolvîndu-l, se obţine rezistenţa R_k numai în funcţie de mărimi iniţiale cunoscute :

$$R_k=\left(\frac{P}{P_D}\frac{R_i}{2\mu}i_m+nu_{i0}\right)\frac{1}{i_{a1m}}. \tag{16}$$

Pentru celelalte mărimi, în cursul rezolvării sistemului, se obţin relaţiile :

$$R_a=\frac{i_{a1m}\,(2\mu R_k-R_i)-2\mu nu_{i0}}{i_{a1m}-2i_m} \tag{17}$$

$$R=\left(\frac{i_{a1m}}{i_m}-2\right)R_a \tag{18}$$

$$E_B=i_{a1m}\,(R_a+R_i+R_k)-i_mR_a+E_0. \tag{19}$$

Se vede din relaţia (17) că e necesar a se lua $i_m<\frac{i_{a1m}}{2}$, căci pentru $i_m=\frac{i_{a1m}}{2}$, R_a devine infinită.

Panta dinamică cînd se ţine seama şi de divizorul de tensiune este:

$$P_{DT}=nP_D. \tag{20}$$

Cu ajutorul relaţiilor (16)...(19) se pot calcula elementele schemei.

Exemplu: Fie următoarele date iniţiale:

$$u_{i0}=230 \text{ Volt}; \quad n=\frac{1}{15}; \quad i_m=19 \text{ mA}; \quad i_{a1m}=40 \text{ mA}.$$

$$P_D=2 \text{ mA/V}; \quad P_{DT}=\frac{2}{15}=0{,}133 \text{ mA/V}.$$

Tubul care admite curenţii de mai sus poate fi AD101. Acesta are: $R_i=1{,}4$ Kohmi; $\mu=6{,}5$; $P=4{,}6$ mA/V; $E_0=22$ V.

Cu acestea avem:

$$R_k=\left(\frac{4{,}6}{2}\cdot\frac{1{,}4\cdot 19}{2\cdot 6{,}5}+\frac{230}{15}\right)\frac{1}{40}=0{,}5 \text{ kΩ}$$

$$R_a=\frac{40\,(2\cdot 6{,}5\cdot 0{,}5-1{,}4)-2\cdot 6{,}5\cdot\frac{230}{15}}{40-2\cdot 19}=2{,}5 \text{ kΩ}$$

$$R=\left(\frac{40}{19}-2\right)2{,}5\cong 0{,}260 \text{ kΩ}$$

$$E_B=40(2{,}5+1{,}4+0{,}5)-19\cdot 2{,}5+22\cong 150 \text{ V}.$$

Se vede că se obţine o tensiune anodică relativ mică, ceea ce nu ar fi fost cazul dacă nu s-ar fi introdus divizorul de tensiune cu un raport destul de mic $n=\frac{1}{15}$. Luînd $R_d=3$ Mohmi, pentru ca rezistenţa de intrare să fie ridicată spre a nu încărca ieşirea amplificatorului de tensiune continuă, cu ajutorul relaţiei (14) se obţine:

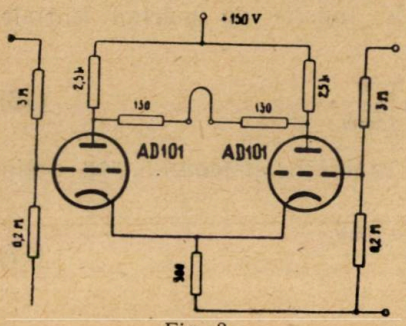


Fig. 3.

$$R''_d=\frac{1}{\frac{1}{n}-1}R'_d=\frac{1}{15-1}3\cong 0{,}21 \text{ MΩ}.$$

Deci schema cu valorile elementelor va fi:

Verificarea experimentală: Întrucît s-a lucrat cu caracteristicile idealizate ale tuburilor electronice, este necesar a se face o verificare experimentală. Se va vedea astfel şi liniaritatea între mărimea de intrare şi ieşire: Ridicînd experimental $i=f(u_i)$ şi reprezentînd-o grafic, se vede că se obţine o curbă cu o porţiune liniară pînă la curentul $i=15$ mA. Se verifică de asemenea limitarea curentului la 20 mA.

4. În cele de mai sus se aduce o contribuţie la studiul amplificatoarelor diferenţiale de curent continuu, anume: se impun condiţii noi, legate de

limitarea curentului la ieşire ; se scoate în evidenţă necesitatea de a considera divizorul de tensiune de la intrare ca făcînd parte integrantă din

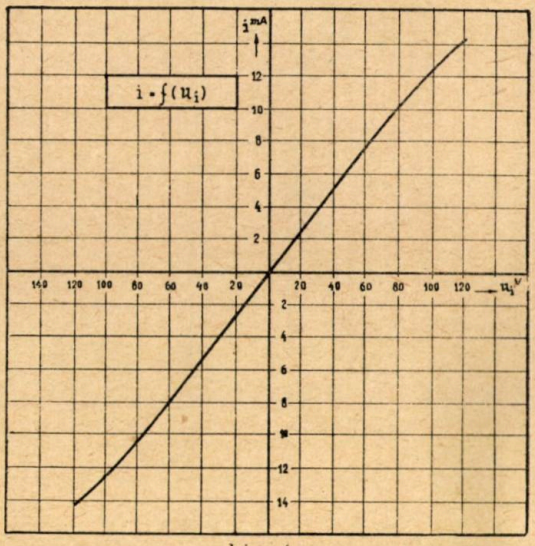


Fig. 4.

schemă ; se stabilesc relaţiile pentru dimensionarea elementelor în cazul noilor condiţii.

О РАСЧЕТЕ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УСИЛИТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе изучается дифференциальный усилитель постоянного тока, который выполняет условия ограничения тока на выходе. Даются выражения для размерности, а результаты проверяются экспериментальным путем.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE ET AU CALCUL DES AMPLIFICATEURS DIFFÉRENTIELS À COURANT CONTINU

(RÉSUMÉ)

On étudie un amplificateur différentiel à courant continuu auquel on impose des conditions de limitation du courant à l'issue. On presente les expressions pour dimensioner et on vérifie expérimentalement les résultats.

BIBLIOGRAFIE

1. A. A. Socolov, Electricestvo nr. 10, 74, 1949.
2. I. Sintelmeister, *Elektronnaia lampa kak pribor dlea fiziceskih izmerenii*, Gostehizdat, 1949, p. 311.
3. A. M. Bonci-Bruevici, *Folosirea tuburilor electronice în fizica experimentală*, Bucureşti, 1958, pag. 261.

CALCULUL STABILIZATOARELOR DE TENSIUNE CU AMPLIFICATOARE MAGNETICE

DE

A. ROGOJAN şi E. POP

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Într-o lucrare anterioară [1] s-a scos în evidenţă superioritatea schemei stabilizatoarelor de tensiune cu amplificatoare magnetice la care amplificatorul magnetic este plasat în serie cu sursa, (fig. 1) în comparaţie cu celelalte posibilităţi de conectare ale lui. Tot acolo s-a analizat dependenţa puterii de calcul a amplificatorului magnetic şi a autotransformatorului, precum şi a raportului $\alpha = \frac{L_{a\,max}}{L_{a\,min}}$ de raportul de transformare al autotransformatorului $n = \frac{W_2}{W_1}$.

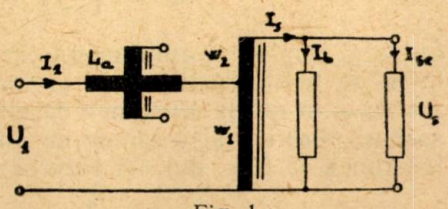


Fig. 1.

În acest articol se va prezenta o analiză mai detaliată a acestei scheme, indicîndu-se şi metoda de proiectare.

I. CALCULUL VOLUMULUI DE FIER AL AMPLIFICATORULUI MAGNETIC

În fig. 1, I_b reprezintă curentul corespunzător consumului propriu al stabilizatorului, iar I_{sc} este curentul de sarcină. Curentul I_b variază în funcţie de sarcină şi de tensiunea U_1. La mers în gol poate fi considerat jumătate din valoarea de la sarcina nominală : $I_{b0} = 0{,}5\, I_{bn}$. Defazajul acestui curent nu se modifică mult, astfel că putem considera $\cos \varphi_b = 0{,}5$ indiferent de regim. O astfel de valoare mică pentru $\cos \varphi_b$ este de dorit, pentru ca la mers în gol să nu fie necesară o reactanţă a amplificatorului magnetic prea mare. În acest mod se reduc simţitor dimensiunile amplificatorului magnetic.

Pentru rezolvarea circuitului din fig. 1 servesc relaţiile (1), (2), din [1].

Introducînd notaţiile :

$a=\frac{X_a}{X_1}$; $s=\frac{X_1}{Z_s}$ (Z_s este impedanţa de sarcină totală a autotransformatorului).

$\lambda=\frac{U_s}{U_1}$; $\lambda'=\frac{U_s}{U_{1\,max}}$; $\lambda''=\frac{U_s}{U_{1\,min}}$ se obţin următoarele expresii :

pentru curentul prin amplificatorul magnetic :

$$I_1=\frac{U_s}{X_1}\cdot\frac{1}{1+n}\sqrt{(1+n)^4 s^2+2s(1+n)^2\sin\varphi_s+1} \tag{1}$$

pentru reactanţa amplificatorului magnetic :

$$a=\frac{\frac{(1+n)^2}{\lambda^2}-1}{1+(1+n)^2 s\sin\varphi_s+\frac{1+n}{\lambda}\sqrt{1+s^2(1+n)^2\left[(1+n)^2-\lambda^2\cos^2\varphi_s\right]+2(1+n)^2 s\sin\varphi_s}} \tag{2}$$

Rezultă deci tensiunea pe amplificatorul magnetic :

$$U_a=U_s\frac{a}{1+n}\sqrt{(1+n)^4 s^2+2s(1+n)^2\sin\varphi_s+1}\,. \tag{3}$$

Calculul amplificatorului magnetic trebuie făcut pentru regimurile extreme : lipsă de premagnetizare şi premagnetizare maximă. Primul corespunde mersului în gol la tensiunea de alimentare maximă, iar cel de al doilea la sarcină reactivă şi tensiune de alimentare minimă. Notînd în primul caz tensiunea cu U'_{a0} din (3) rezultă :

$$U'_{a0}=U_s\frac{a'_0}{1+n}\sqrt{(1+n)^4 s_0^2+2s_0(1+n)^2\sin\varphi_0+1}. \tag{4}$$

Valoarea lui a'_0 poate fi calculată exact din (2) sau aproximativ din (5) :

$$a'_0=\frac{1{,}06}{\lambda'}\cdot\frac{1+n-\lambda'}{1+(1+n)^2 s_0} \tag{5}$$

relaţie dedusă din (2) admiţînd $\sin\varphi_0=1$ în loc de 0,866. Coeficientul 1,06 face corecţia corespunzătoare astfel ca eroarea să fie neglijabilă. Cu aceleaşi simplificări U'_{a0} devine :

$$U'_{a0}=U_s\frac{1+n-\lambda'}{\lambda'(1+n)}\cdot 1{,}03. \tag{4'}$$

Această tensiune, cu toate că corespunde reactanţei maxime a amplificatorului magnetic, nu este cea mai mare care intervine în funcţionarea stabilizatorului, ci după cum s-a arătat tensiunea $U_{a\,max}$ apare la sarcină pur ohmică şi $U_{1\,max}$. Calculul amplificatorului magnetic cu U_{a0} în loc de $U_{a\,max}$ este justificat numai dacă creşterea curentului I_1, de la mersul în gol la plină sarcină este suficientă pentru a asigura creşterea inducţiei

în amplificatorul magnetic de la valoarea corespunzătoare tensiunii U'_{a0} la cea care corespunde tensiunii $U_{a\,max}$. Această condiție se verifică, rezultînd chiar necesitatea premagnetizării și în acest caz. Amplificatorul magnetic se presupune format din două miezuri și înfășurările de curent alternativ în serie. Atunci tensiunea indusă în amplificatorul magnetic va fi :

$$U'_{a0}=2\cdot 4{,}44\cdot f\cdot s_{Fe}\, wB_0\, 10^{-8}\ \text{V}$$

iar cîmpul magnetic maxim :

$$H_{max}=\frac{\sqrt{2}\,I_{1\,max}\,w}{l_{Fe}}\ \text{A/cm}$$

(l_{Fe} este lungimea medie a circuitului magnetic).

Din aceste două relații se determină, volumul miezului amplificatorului magnetic :

$$V_{AM}=S_{Fe}l_{Fe}=\frac{U'_{a0}I'_{1\,max}\,10^8}{\omega B_0 H_{max}}\ \text{cm}^3 \qquad (6')$$

Notînd

$$K=\frac{I_{1\,max}}{I_{1\,min}}=\frac{H_{max}}{H_0}$$

se obține

$$V_{AM}=\frac{U'_{a0}I_{1\,max}\,10^8}{K\cdot\omega B_0 H_0}\ \text{cm}^3. \qquad (6)$$

Valoarea maximă a lui I_1 se obține la sarcină exterioară maximă și același cos φ ca și curentul de bază.

În acest caz se poate admite $\sin\varphi_s\cong 1$ deci, notînd cu s_2 valoarea lui s corespunzătoare acestui caz :

$$I_{1\,max}=\frac{U_s}{X_1}\cdot\frac{1+(1+n)^2 s_2}{1+n} \qquad (7)$$

și

$$U'_{a0}I_{1\,max}=1{,}03\ P_{s2}\frac{1+n-\lambda'}{\lambda'(1+n)^2}\left[\frac{1}{s_2}+(1+n)^2\right].$$

Dar

$$P_{s2}=(1+b)\,P_{sen},\quad \text{unde}\quad b=\frac{I_{bn}}{I_{sen}} \qquad (8)$$

deci

$$U'_{a0}I_{1\,max}=1{,}03\ (1+b)\frac{1+n-\lambda'}{\lambda'(1+n)^2}\left[\frac{1}{s_2}+(1+n)^2\right]P_{sen}.$$

Raportul K poate fi determinat acum :

$$K=\frac{I_{1\,max}}{I_{1\,min}}\cong 1{,}03\,\frac{s_2}{s_0}\,\frac{(1+n)^2+\dfrac{1}{s_2}}{(1+n)^2+\dfrac{1}{s_0}}.$$

Dar

$$\frac{s_2}{s_0}=2\frac{1+b}{b}$$

şi deci:

$$K=2{,}06\,\frac{1+b}{b}\,\frac{(1+n)^2+\dfrac{1}{s_2}}{(1+n)^2+2\dfrac{1+b}{bs_2}}. \tag{9}$$

Variaţia permeabilităţii magnetice este reprezentată în fig. 2 după [8] pentru Э4А. Se vede că pentru inducţii cuprinse între 7 000 şi 11 000 Gauss ea poate fi exprimată prin relaţia:

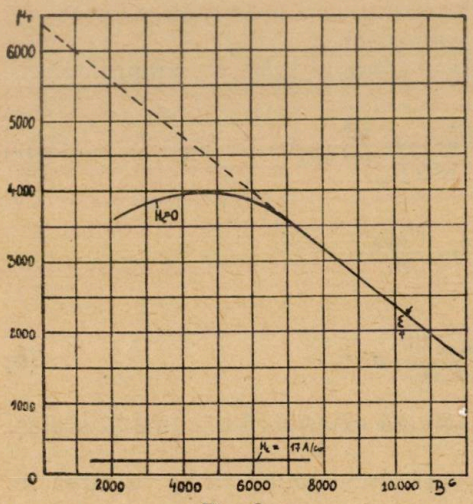


Fig. 2.

$$\mu_r=\mu_a-B\cdot\operatorname{tg}\varepsilon$$

unde semnificaţia lui μ_a şi ε reiese din figură.

Obţinem astfel produsul B_0H_0 sub forma:

$$B_0H_0=\frac{B_0^2}{\mu_0(\mu_a-B_0\operatorname{tg}\varepsilon)}.$$

Pentru micşorarea volumului de fier al amplificatorului magnetic se recurge obişnuit la mărirea inducţiei B_0. În cazul nostru sîntem însă limitaţi de necesitatea de a obţine un anumit raport:

$$\alpha=\frac{L_{a\,max}}{L_{a\,min}}=\frac{\mu_r}{\mu_{r\,min}}=\frac{\mu_a-B_0\operatorname{tg}\varepsilon}{\mu_{r\,min}}. \tag{10}$$

Valoarea lui $\mu_{r\,min}$ se determină din curbele $\mu_r=f(B_1H_c)$ la valori ale inducţiei de 4 000—5 000 G şi pentru cîmpul de comandă admis.

Aceste valori ale inducţiei rezultă din calculul tensiunii pe amplificatorul magnetic, pentru sarcină pur inductivă şi $U_{1\,min}$.

Relaţia (10) determină inducţia B_0 în funcţie de α.

Valoarea necesară pentru α este dată de schemă.

$$\alpha=\frac{a_0'}{a_2''}=1{,}06\,\frac{\lambda''}{\lambda'}\,\frac{1+n-\lambda'}{1+n-\lambda''}\,\frac{1+s_2(1+n)^2}{1+(1+n)^2s_0}=1{,}03\cdot K\cdot\frac{\lambda''}{\lambda'}\,\frac{1+n-\lambda'}{1+n-\lambda''}. \tag{11}$$

Variaţia lui α cu n, avînd pe s_2 ca parametru, pentru $b=0{,}2$, $\lambda'=0{,}916$ şi $\lambda''=1{,}16$ este reprezentată în fig. 3.

Din relaţia (10) se determină valoarea maximă a lui B_0 care permite obţinerea raportului α dorit la $\mu_{r\,min}$ dat:

$$B_0=\frac{\mu_a-\alpha\mu_{r\,min}}{\operatorname{tg}\varepsilon}=\frac{\mu_{r\,min}}{\operatorname{tg}\varepsilon}\left(\frac{\mu_a}{\mu_{r\,min}}-\alpha\right)\text{G} \tag{12}$$

În fig. 4, s-a reprezentat variația lui B_0 în funcție de n și $\mu_{r\,min}$ pentru $\mu_a = 6\,400$; $\operatorname{tg}\varepsilon = 0{,}4$ și α determinat mai înainte.

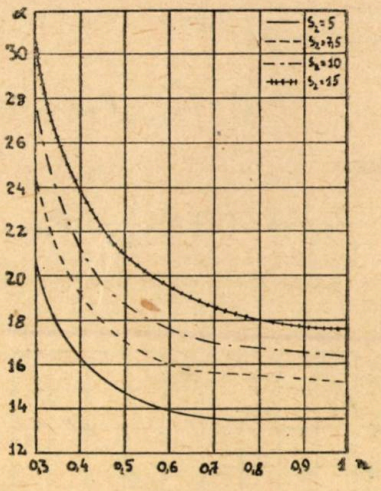


Fig. 3.

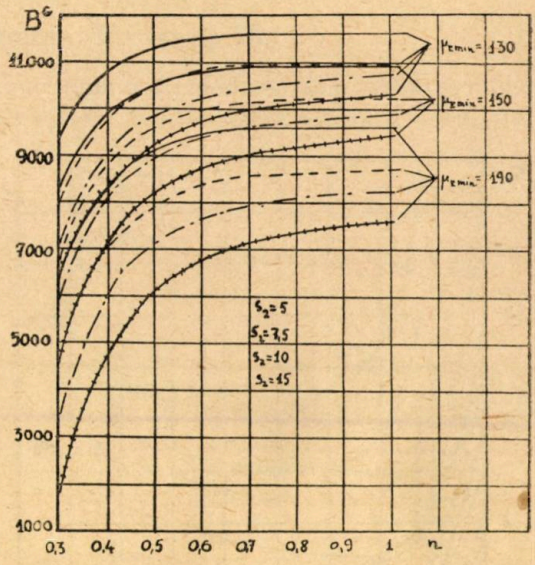


Fig. 4.

Cu acestea volumul miezului amplificatorului magnetic devine:

$$V_{AM} = 1{,}03\,(1+b)\,P_{sen}\,\frac{1+n-\lambda'}{\lambda'}\left[1+\frac{1}{s_2\,(1+n)^2}\right]\cdot\frac{\mu_0\,\operatorname{tg}^2\varepsilon\alpha\cdot 10^8}{K\cdot\omega\cdot\mu_{r\,min}\left(\dfrac{\mu_a}{\mu_{r\,min}}-\alpha\right)^2} \quad (13)$$

iar volumul specific: $v_{AM} = \dfrac{V_{AM}}{P_{sen}}$ cm³/VA

$$v_{AM} = 1{,}03\,(1+b)\,\frac{1+n-\lambda'}{\lambda'}\left[1+\frac{1}{s_2\,(1+n)^2}\right]\cdot\frac{\mu_0\,\operatorname{tg}^2\varepsilon\alpha\,10^8}{K\cdot\omega\cdot\mu_{r\,min}\left(\dfrac{\mu_a}{\mu_{r\,min}}-\alpha\right)^2} \quad (13')$$

În fig. 5 s-a reprezentat variația lui v_{AM} în funcție de n, s_2 fiind considerat parametru.

II. CALCULUL VOLUMULUI DE FIER AL AUTOTRANSFORMATORULUI

Pentru aprecierea volumului fierului autotransformatorului ne folosim de greutatea lui dată de [7] și reprezentată în fig. 6. Se observă că putem aproxima foarte bine curba prin două drepte D_1 și D_2, dintre care prima corespunde pentru $P_i \leqslant 150$ VA, iar a doua la $P_i \geqslant 150$ VA. În acest mod putem scrie volumul autotransformatorului sub forma

$$V_{AT} = c + dP_i \text{ cm}^3 \quad (14)$$

unde

$$c=39{,}5 \text{ şi } d=1{,}91 \quad \text{pentru} \quad P_i \leqslant 140 \text{ VA}$$
$$c=1{,}32 \text{ şi } d=1{,}32 \quad \text{pentru} \quad P_i \geqslant 150 \text{ VA}. \tag{15}$$

Puterea interioară (de calcul) a autotransformatorului o putem exprima în funcţie de puterea exterioară a stabilizatorului astfel:

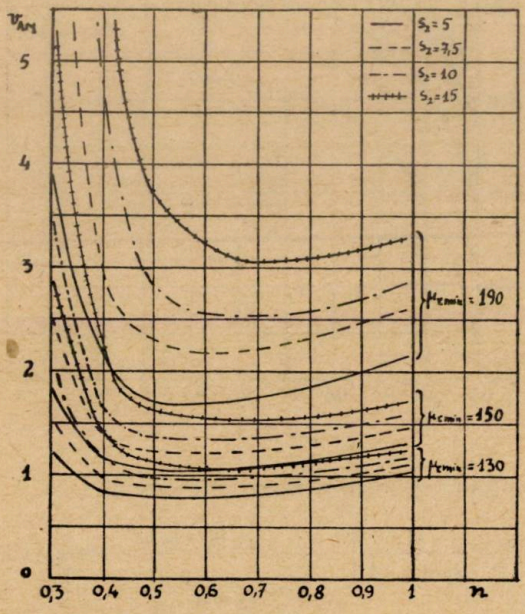


Fig. 5.

$$P_i=(1+b)\frac{n}{1+n}P_{sen} \tag{16}$$

deci

$$V_{AT}=c+(1+b)\frac{n}{1+n}d\cdot P_{sen}$$

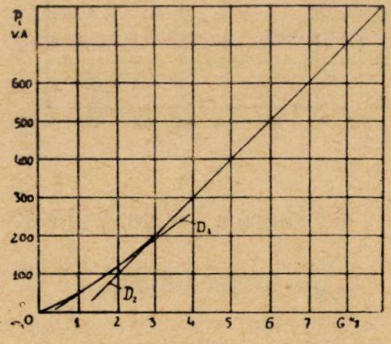


Fig. 6.

şi volumul specific

$$v_{AT}=\frac{V_{AT}}{P_{sen}}=(1+b)\frac{n}{1+n}d+\frac{c}{P_{sen}} \text{ cm}^3/\text{VA}. \tag{17}$$

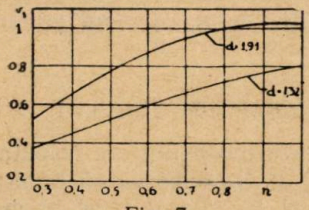


Fig. 7.

Se observă că numai primul termen din v_{AT};

$$v_1=(1+n)\frac{n}{1+n}d$$

depinde de n, deci numai el va influenţa alegerea raportului de transformare al autotransformatorului.

Al doilea termen $v_2=\frac{c}{P_{sen}}$ depinde numai de puterea P^{sen}.

Pentru $b=0{,}2$ şi pentru cele două valori ale lui d date de (15), s-a reprezentat variaţia lui v_1 în funcţie de n, în fig. 7.

III. DETERMINAREA CONDIȚIILOR OPTIME PENTRU SCHEMA

Schema trebuie proiectată astfel încît consumul de material să fie minim, deci volumul specific de fier al amplificatorului magnetic plus al autotransformatorului să fie minim. S-a văzut mai sus că numai o parte din volumul de fier al autotransformatorului depinde de n, deci problema se reduce la determinarea condițiilor în care suma

$$v = 2v_{AM} + v_1 \,. \tag{18}$$

este minimă

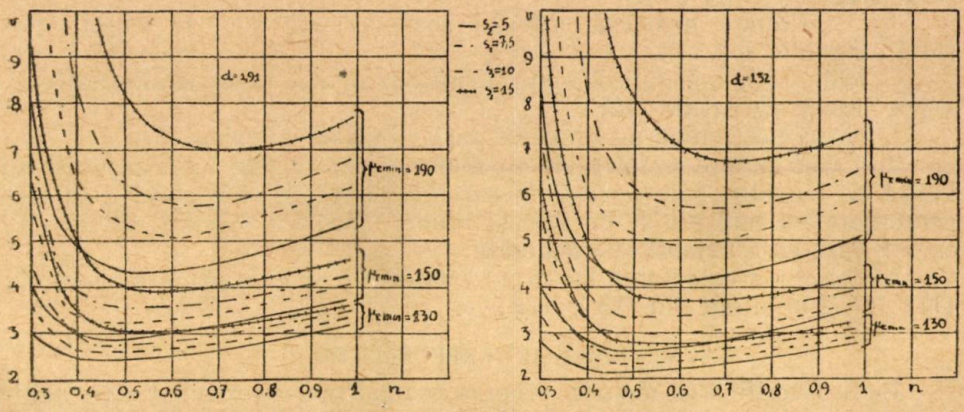


Fig. 8.

În fig. 8 s-a reprezentat variația lui v cu n, pentru cele 2 valori ale lui d date de (15), s_2 fiind luat parametru. Se observă că volumul de fier al schemei devine minim pentru $n=0{,}5$, cu excepția cazurilor în care se lucrează cu cîmpuri de comandă mai mici și cînd minimul se deplasează spre $n=0{,}6$.

Aceste valori ale lui n sînt foarte apropiate și de acelea pentru care v_{AM} este minim, prin urmare reprezintă raportul optim din orice punct de vedere.

Se observă de asemenea importanța pe care o prezintă valoarea reactanței de mers în gol a autotransformatorului X_1, care trebuie realizată cît mai mică, pentru a obține pe s_2 mic și deci v_{AM} mic.

Condițiile de minim nu se schimbă pentru diferite valori ale lui d, prin urmare chiar la realizarea autotransformatoarelor cu alte greutăți decît rezultă din fig. 6, raportul de transformare trebuie ales tot pentru $n=0{,}5$.

IV. METODA DE PROIECTARE

Proiectarea schemei trebuie începută cu autotransformatorul, admițînd pe baza celor de mai sus $n=0{,}5$. Din relația (16), cu $b=0{,}2$ (valoare verificată experimental pentru $P_{sen}=500$ VA) se calculează puterea de calcul a autotransformatorului și apoi cu metodele cunoscute, admițînd valori

ridicate ale inducţiei pentru a obţine reactanţa X_1 mică, se proiectează autotransformatorul.

Se calculează apoi impedanţa de sarcină totală a autotransformatorului

$$Z_{s2} \approx \frac{U_s^2}{(1+b)P_{sen}} \quad \text{şi} \quad s_2 = \frac{X_1}{Z_{s2}}.$$

In cazul în care folosim la construcţia amplificatorului magnetic tole Э4A, din fig. 5 pentru $\mu_{r\,min}$ ales, şi pentru s_2 rezultat, determinăm volumul specific v_{AM}, din care calculăm volumul unui miez al amplificatorului magnetic, V_{AM} (13).

In continuare urmează calculul economic obişnuit al amplificatorului magnetic [6].

Calcularea numărului de spire al înfăşurărilor de curent alternativ w, se va face cu B_0 dat de (12).

Schema electronică nu prezintă particularităţi de calcul.

In cazul în care se foloseşte alt material pentru tole, sau condiţiile de limită de tensiune sau variaţii de sarcină, diferă de cele admise curbele prezentate nu mai pot fi folosite şi atunci trebuiesc folosite relaţiile de calcul, care au o valabilitate generală.

Astfel, după calcularea lui s_2, cu relaţia (9) se calculează K, apoi din (11) α şi în sfîrşit din (13'), v_{AM}.

V. VERIFICARI EXPERIMENTALE

Pentru verificarea metodei propuse s-a calculat şi executat un stabilizator de tensiune cu următoarele date: $P_{sen}=440$ VA, $U_s=220$ V, $U_{1\,min}=190$ V, $U_{1\,max}=240$ V.

S-a admis $b=0{,}2$, $\cos\varphi_b=0{,}5$.

Autotransformatorul s-a calculat cu $n=0{,}5$. A rezultat $X_1=916\ \Omega$ $Z_{s2}=\frac{220^2}{1{,}2\cdot 440}=91{,}6\ \Omega$ deci $s_2=10$. Din fig. 3, obţinem pentru α valoarea $\alpha=18{,}75$.

Materialul pentru tole are $\mu_a=4\,200$, $\operatorname{tg}\varepsilon=0{,}228$. Admiţînd cîmpul maxim de comandă $H_c=26$ A/cm, rezultă $\mu_{r\,min}=100$.

Din relaţia (9) calculăm pe $K=8{,}44$.

Calculăm acum volumul specific al amplificatorului magnetic (13')

$$v_{AM}=0{,}7\ \text{cm}^3/\text{VA}.$$

Volumul de fier al unui miez al amplificatorului magnetic va fi deci:

$$V_{AM}=308\ \text{cm}^3.$$

Folosim tole în manta. Lăţimea coloanei mijlocii o calculăm după [6]

$$l=0{,}45\sqrt[3]{V}=0{,}45\sqrt[3]{308}=3\ \text{cm}.$$

Coeficientul 0,45 a fost ales căutînd să ne situăm în condiţiile de minim de cost al amplificatorului magnetic. Tola care ne-a stat la dispoziţie cu $l=3$ cm, nu are şi celelalte dimensiuni în conformitate cu cele deduse în [6], rezultînd din aceasta o abatere faţă de situaţia optimă. Lungimea medie a circuitului magnetic la tola folosită este $l_{Fe}=25$ cm.

Secțiunea miezului rezultă acum : $s_{Fe} = 12{,}32\ cm^2$ și deci grosimea pachetului de tole va fi : $h = 4{,}11$ cm. Grosimea tolelor fiind 0,5 mm, avem nevoie de 83 tole, adică h va fi în realitate : $h = 4{,}15$ cm și secțiunea reală : $s_{Fe} = 12{,}45\ cm^2$. Tensiunea la mers în gol (4') : $U'_{a0} = 96$ V. Inducția la mers în gol (12) $B = 10\,200$G. Numărul de spire pentru o înfășurare de curent alternativ va fi $w = 170$ spire.

Pentru determinarea secțiunii conductorilor pentru înfășurarea de curent alternativ calculăm curentul $I_{1\,max}$ (7). Admițînd [5] o densitate de curent de 3 A/mm² obținem diametrul conductorului de 1,3 mm.

Pentru înfășurarea de comandă, numărul de spire w_c, îl calculăm din cîmpul de comandă ales și curentul maxim admis, $I_c = 130$ mA.

$$w_c = \frac{H_c l_{Fe}}{I_c} = \frac{26 \cdot 25}{0{,}130} = 5\,000 \text{ spire.}$$

Înfășurarea de comandă s-a realizat cu sîrmă de diametru 0,31 mm.

Greutatea totală a amplificatorului magnetic a reeșit de 7,35 kg. Schema completă a stabilizatorului este arătată în fig. 9.

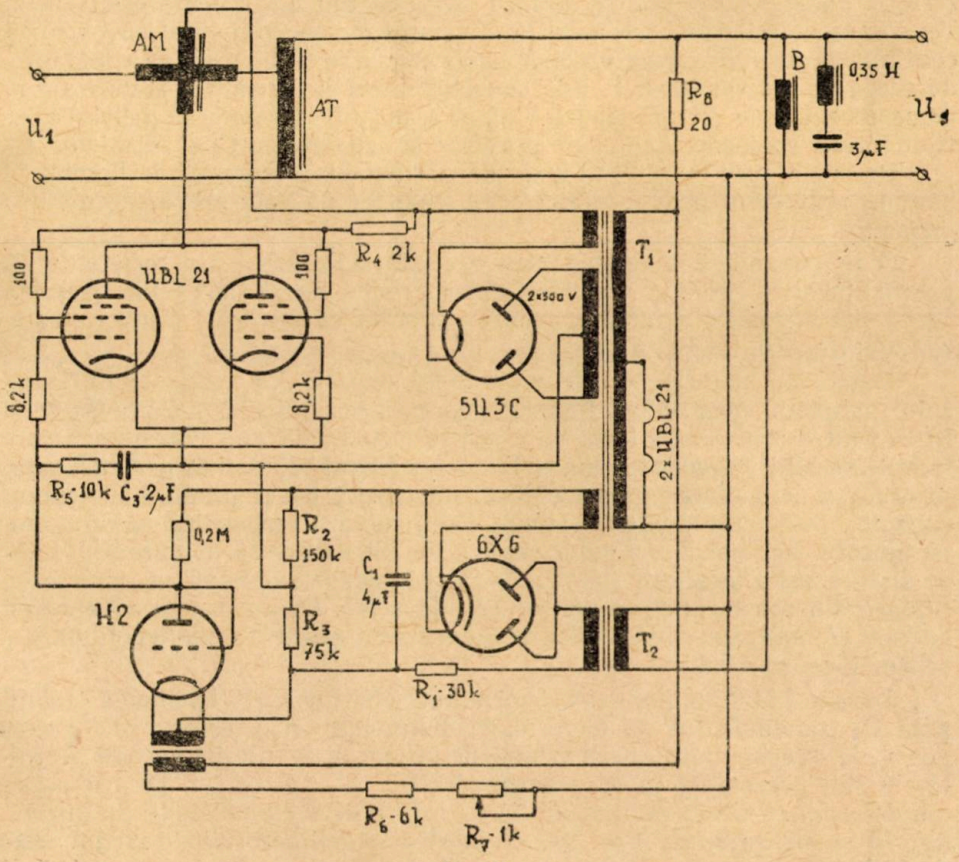


Fig. 9.

Drept traductor funcţional s-a folosit trioda H_2 conectată ca diodă, care lucrează subîncălzită în regim de saturaţie. În fig. 10 sînt reprezentate caracteristicile anodice în funcţie de tensiunea de încălzire. Se observă că în punctul de funcţionare ales se obţine o amplificare de tensiune (raportul dintre variaţia tensiunii anodice şi variaţia tensiunii de încălzire) de 900.

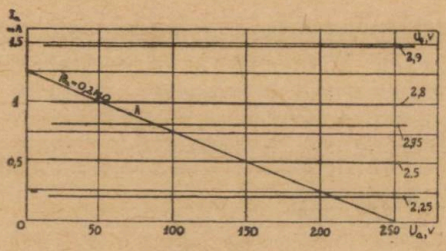


Fig. 10.

Faţă de alte tuburi prezentate în literatură, de exemplu 1T4T, [2], H_2 are o amplificare mai mică, cca de trei ori, totuşi suficientă pentru a obţine performanţele dorite, în schimb prezintă avantajul unui curent anodic mai mare, ceea ce face posibilă conectarea ei direct la etajul final, curenţii de grilă a acestuia nemodificînd corecta funcţionare a diodei. În cazul tuburilor care au curenţi anodici mici este necesar încă un etaj preamplificator de tensiune. Prin soluţia adoptată de noi se reduce deci un tub din schema electronică. Tensiunea de referinţă este dată de divizorul R_2, R_3, alimentat cu tensiune continuă de la redresarea 6×6. Această tensiune trebuie să fie constantă, de aceea transformatorul T_2 este conectat direct la tensiunea stabilizată şi de asemenea bine filtrată pentru a nu se transmite armonici la grilele tuburilor finale. În acelaşi scop s-au prevăzut şi capacitatea C_3 şi rezistenţă R_5.

Pentru a avea variaţii cît mai mici ale tensiunii redresate în funcţie de sarcină redresorul pentru alimentarea finalelor nu este prevăzut cu filtru capacitiv.

O importanţă deosebită pentru precizia stabilizării are rezistenţa R_8 prevăzută şi în schema stabilizatorului produs de „Krizik" [3]. Această rezistenţă introduce o puternică reacţie pozitivă ce are drept urmare creşterea amplificării, deci şi a preciziei.

Tensiunea stabilizată este mult distorsionată din cauza amplificatorului magnetic (cca 35%). Pentru reducerea armonicelor s-a prevăzut un filtru pentru armonica a treia, care pentru a avea calitatea corespunzătoare trebuie să aibă capacitatea mare. Deoarece filtrul reprezintă pentru fundamentală o capacitate egală cu 9/8 C, înseamnă că el produce un curent capacitiv mare care poate împiedica stabilizarea. Compensînd acest curent cu ajutorul bobinei B s-a putut realiza un filtru care să asigure un factor de distorsiuni a tensiunii stabilizate ca şi în cazul altor scheme, mai avantajoase din acest punct de vedere [2], [3], [4]. De asemenea cu ajutorul bobinei B realizăm condiţia foarte importantă pentru buna funcţionare a schemei, $\cos \varphi_b = 0{,}5$.

La acest stabilizator s-au determinat experimental: tensiunea stabilizată U_s randamentul η, factorul de distorsiuni K_d; factorul de putere $\cos \varphi_1$, la diferite valori ale tensiunii de intrare şi la diferite sarcini. Rezultatele sînt prezentate în diagramele din fig. 11, 12, 13, 14. De asemenea s-a determinat viteza de răspuns la variaţii bruşte ale tensiunii de intrare, fig. 15 şi ale sarcinii, fig. 16. Greutatea stabilizatorului realizat este de 18 kg.

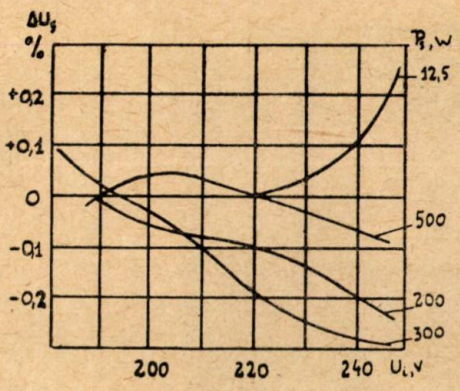


Fig. 11.

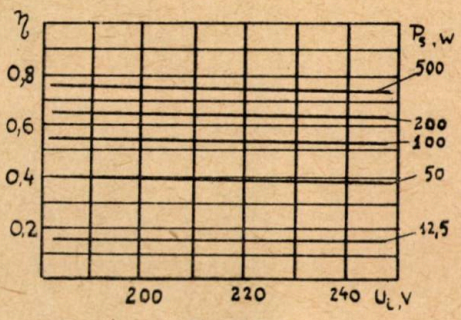


Fig. 12.

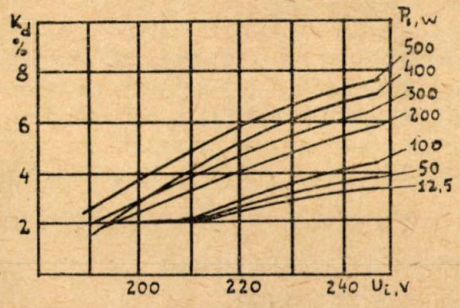


Fig. 13.

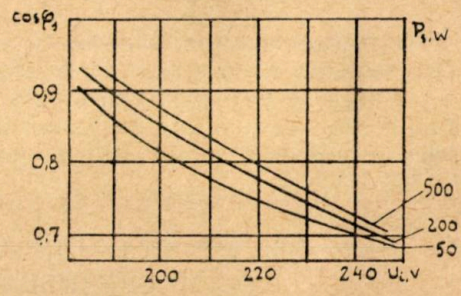


Fig. 14.

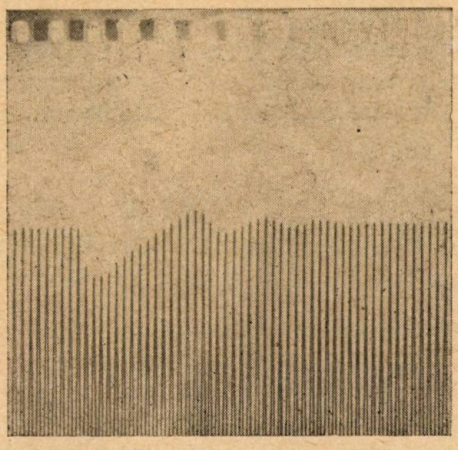


Fig. 15.

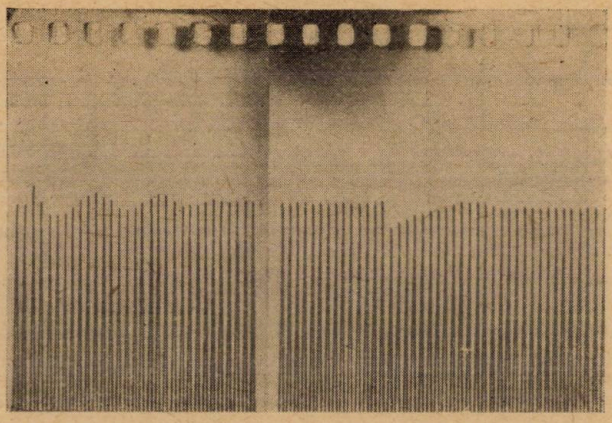


Fig. 16.

Rezultatele experimentale au confirmat întrutotul metoda de calcul. De asemenea s-a verificat că poziţia amplificatorului magnetic în serie cu sursa (fig. 1) este mai avantajoasă decît celelalte posibilităţi, rezultînd un stabilizator de tensiune cu performanţe similare cu cele realizate cu alte scheme însă de greutate mult redusă. (Stabilizatorul ST 500 [3] are 26 kg la 500 VA).

РАСЧЕТ СТАБИЛИЗАТОРОВ НАПРЯЖЕНИЯ С МАГНИТНЫМИ УСИЛИТЕЛЯМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Предлагается метод расчета стабилизатора напряжения с магнитными усилителями (рис. 1) ; определяются найлучшие условия.

Предложенный метод расчет а был проверен опытным путем, построением стабилизатора на 440 ва. При одних и тех же результатах как и с прочими схемами, получается уменьшение веса стабилизатора (прибл. на 25%).

LE CALCUL DES STABILISATEURS DE TENSION À AMPLIFICATEURS MAGNÉTIQUES

(RÉSUMÉ)

On présente une méthode de calcul d'un stabilisateur de tension à amplificateur magnétique, fig. 1, en déterminant les conditions optimes. La méthode de calcul proposée a été vérifiée expérimentalement en réalisant un stabilisateur de 440 VA. Les performances que l'on réalise à l'aide d'autres schemes, se réalisent aussi par cette méthode, tout en obtenant un poids beaucoup plus réduit du stabilisateur (cca 25 %).

BIBLIOGRAFIE

1. A. Rogojan şi E. Pop, Analiza unor scheme de stabilizatori de tensiune cu amplificatori magnetici. Bul. ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic Timişoara. Tom. 3 (17), 1958, p. 117—123.
2. M. Duma şi W. Roisman, Stabilizatoare de tensiune alternativă cu amplificatoare magnetice şi electronice. Automatica şi Electronica v. II (1958), nr. 5, p. 185—232.
3. Prospect Krizik.
4. S. Sapira, Stabilizator de tensiune alternativă, reglat cu amplificatoare magnetice. Automatica şi Electronica v. II (1958), nr. 4, p. 148—153.
5. G. F. Storm, *Magnitnie usiliteli* I. L., Moscova, 1957.
6. N. P. Vasilieva, O. A. Sedîh, M. A. Boiarcenko, *Proiectirovanie magnitnih usiliteli*. Gosenergoizdat, 1959.
7. R. Kühn, *Der Kleintransformator*. C. F. Winter'sche Verlagshandlung, Füssen, 1949.
8. M. A. Rosenblat, *Magnitnie usiliteli* „Sovetskoe radio", Moscova, 1956.

FLUXUL DE INDUCȚIE MAGNETICĂ AL UNUI DIPOL PRINTR-O BOBINĂ TOROIDALĂ

DE

P. LAMOTH și C. DE. SABATA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Discontinuitățile de magnetizare sînt urmărite în efectul Barkhausen prin intermediul forței electromotoare indusă în bobina de sondaj. Intensitatea efectului depinde în mare măsură, între altele, atît de forma cît și de mărimea geometrică a bobinei de sondaj, care înconjoară proba feromagnetică de cercetat.

În lucrarea de față se încearcă soluționarea acestei probleme în cazul particular al bobinelor cilindrice și toroidale, cînd un domeniu de magnetizare poate fi considerat ca un dipol cu dimensiuni neglijabile față de bobina de sondaj.

În continuare se caută să se extindă rezultatele găsite și asupra unei bobine, cu o secțiune oarecare, indicîndu-se o metodă de aproximare, suficient de precisă pentru necesitățile impuse de cercetările experimentale.

I. CAZ GENERAL

1. Fluxul unui dipol printr-o suprafață cu un contur oarecare (Γ) poate fi egalat întotdeauna cu fluxul delimitat de un *contur echivalent* (Γ_0) situat în planul ecvatorial al dipolului.

Într-adevăr, dacă se consideră suprafața generată de liniile de cîmp ce se sprijină pe conturul (Γ), (fig. 1 *a*, 1 *b*) se obține un tub de cîmp de flux constant. Intersecția acestui tub cu planul ecvatorial reprezintă *conturul* (Γ_0), *considerat echivalent cu* (Γ) *din punct de vedere al fluxului.*

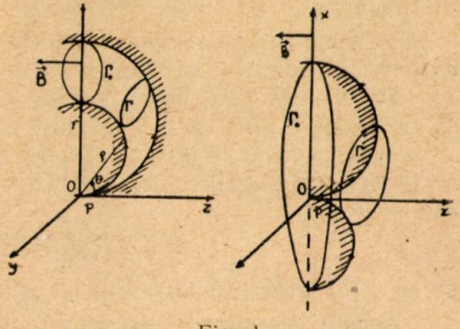


Fig. 1.

Dacă axa dipolului nu trece prin conturul (Γ), liniile de cîmp conținute în tub se vor afla în interiorul conturului echivalent (Γ_0), în caz contrar, ele se situiază în afara lui.

Intensitatea cîmpului de inducţie magnetică fiind normală pe planul de simetrie al dipolului, calcularea fluxului prin conturul (Γ_0) se reduce la :

$$\Phi = \int_{(\Gamma_0)} \frac{p}{r^3} dS$$

dacă axa dipolului este în afara conturului (Γ) (fig. 1 *a*), respectiv

$$\Phi = \int_{\Gamma_0}^{\infty} \frac{p}{r^3} dS$$

dacă axa dipolului trece prin suprafaţa conturului (Γ) (fig. 1 *b*).

2. In cazul particular al unei *spire circulare* de rază R, normală şi cu centrul pe axa dipolului, situată la distanţa z de la dipol (fig. 2), ecuaţia tubului generat de liniile de cîmp, este :

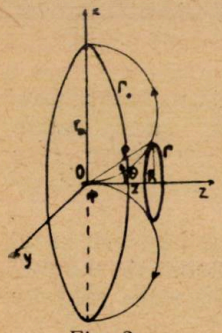


Fig. 2.

$$\rho = r_0 \sin^2 \theta$$

unde

$$r_0 = \frac{(z^2+R^2)^{3/2}}{R^2} . \qquad (1)$$

Ultima relaţie exprimă raza conturului echivalent (Γ_0), sau a *spirei echivalente* cu cea dată.

Fluxul de inducţie magnetică prin spira echivalentă, în centrul căreia se află dipolul, va fi dat de :

$$\Phi = p \int_{r_0}^{\infty} \frac{dS}{r^3} = \frac{2\pi p}{r_0} . \qquad (2)$$

Ţinînd seamă de relaţia (1), se obţine

$$\Phi = \frac{2\pi p R^2}{(z^2+R^2)^{3/2}} \qquad (3)$$

adică, expresia fluxului de inducţie magnetică, cînd dipolul se află la distanţa z pe axa spirei de rază R.

3. Rezultatul de mai sus poate fi extins asupra *bobinelor cu spire circulare,* cînd dipolul e situat pe axa bobinei.

Delimitînd prin două linii de cîmp — corespunzătoare parametrilor r şi $r+dr$, care sînt raze în planul ecvatorial — şi prin două raze vectoare — avînd unghiurile polare θ respectiv $\theta+d\theta$ — un element de arie dS din secţiunea unei bobine toroidale (fig. 3), se obţine o bobină subţire, formată din

$$d^2n = N_0 dS = N_0 r \cdot dr \cdot \sin^4 \theta \cdot d\theta \qquad (4)$$

spire. N_0 reprezintă numărul de spire pe unitatea de suprafaţă a secţiunii.

Acestui element îi corespunde o *bobină elementară echivalentă,* situată în planul ecvatorial al dipolului, avînd acelaşi număr de spire suprapuse de-a lungul elementului dr al razei.

Fluxul de inducţie prin această bobină elementară rezultă din relaţia (2) şi este

$$d^2\Phi = 2\cdot\pi\cdot p\cdot N_0\cdot\sin^4\theta\cdot d\theta\cdot dr.$$

Făcînd însumarea pentru secţiunea finită a bobinei se obţine fluxul total

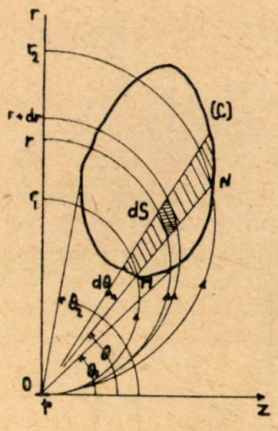


Fig. 3.

$$\Phi = 2\cdot\pi\cdot pN_0\int_{\theta_1}^{\theta_2}[r_2(\theta)-r_1(\theta)]\sin^4\theta\cdot d\theta. \qquad (5)$$

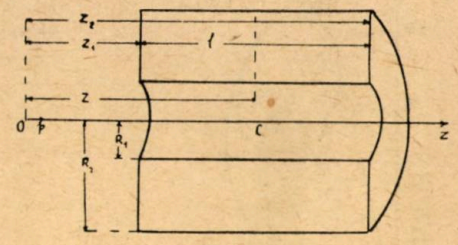


Fig. 4.

In expresia aceasta r_1 şi r_2 sînt parametrii liniilor de cîmp $\rho = r\sin^2\theta$, ce trec prin punctele de intersecţie M, N ale conturului cu raza vectoare, corespunzătoare unghiului polar θ, iar θ_1 şi θ_2 unghiurile polare extreme ale conturului secţiunii.

Pentru cazul particular al unei *bobine cilindrice*, avînd dimensiunile indicate în figura 4, expresia fluxului este

$$\Phi = 2\pi pN_0[F(z_2)-F(z_1)] \qquad (5a)$$

unde

$$F(z) = z\cdot\ln\frac{\sqrt{z^2+R_2^2}+R_2}{\sqrt{z^2+R_1^2}+R_1}$$

4. Pe calea raţionamentului de mai sus ajungem şi la următoarea concluzie : *fluxul de inducţie în cazul unei bobine toroidale sau cilindrice poate fi egalat cu fluxul ce trece printr-o bobină plană, concentrică cu dipolul, la care densitatea radială a spirelor variază în funcţie de forma şi mărimea secţiunii torului.*

Intr-adevăr, dacă din secţiunea (C) a torului (fig. 5) delimităm o fîşie elementară prin liniile de cîmp corespunzătoare lui r şi $r+dr$, numărul spirelor conţinute în acest element este

$$dn = N_0 r\cdot dr\int_{\theta_1}^{\theta_2}\sin^4\theta\cdot d\theta, \qquad (6)$$

Limitele acestei integrale sînt funcţiuni de r, date de ecuaţia secţiunii (C) a torului.

Referindu-ne la bobina echivalentă plană, găsim pentru densitatea lineară a spirelor

$$n_0 = \frac{dn}{dr} = N_0 r \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin^4\theta \cdot d\theta = N_0 r \cdot f(r). \tag{7}$$

In consecinţă fluxul de inducţie prin ea, egal cu cel ce trece prin tor, va fi

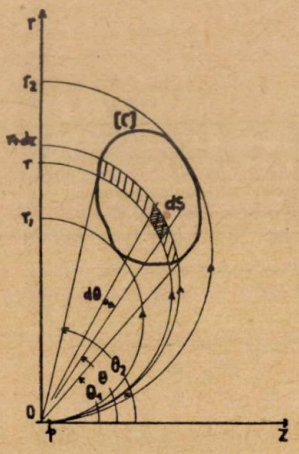


Fig. 5.

$$\Phi = 2\pi p N_0 \int_{r_1}^{r_2} f(r) \cdot dr \tag{8}$$

unde r_1 şi r_2 sînt razele corespunzătoare ale liniilor de cîmp, între care se află conturul secţiunii torului.

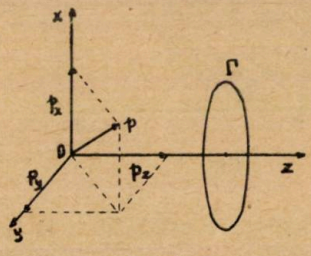


Fig. 6.

5. In toate raţionamentele anterioare s-a presupus că axa dipolului coincide cu axa bobinei. Rezultatele sînt valabile şi atunci cînd axa dipolului este înclinată faţă de axa bobinei.

Descompunînd momentul dipolului $\vec{p}$ după direcţia axei unei spire şi două direcţii normale pe ea, se constată că fluxul componentelor normale p_x şi p_y prin spiră este zero. Deci fluxul se datoreşte numai componentei p_z în direcţia axei. Rezultatul este acelaşi şi în cazul unei bobine formate din mai multe spire.

In consecinţă, relaţiile deduse mai sus sînt valabile şi în cazul unei orientări oarecare a dipolului faţă de axa unei bobine, cînd prin p se înţelege proiecţia momentului de dipol pe axă.

II. METODA DE APROXIMARE

Secţiunea unei bobine toroidale se subîmparte prin linii de cîmp şi segmente de raze vectoare, în sectoare, aşa cum arată figura 7.

1. Pentru un sector, limitat de două linii de cîmp (r_i, r_{i+1}) şi de două segmente ale razelor vectoare (θ_i, θ_i'), cum este conturul $ABCD$ din figură, rezultă din relaţia (7) că, densitatea radială a spirelor pentru bobina echivalentă din planul ecvatorial, variază proporţional cu r, adică

$$n_0 = k \cdot N_0 r \tag{9}$$

In relaţia aceasta

$$k=\int_{\theta_i}^{\theta_i'}\sin^4\theta\cdot d\theta=\text{const.}$$

fiindcă θ_i şi θ_i' sînt constante pentru acest sector.

Notînd

$$r_{i+1}-r_i=\Delta r_i \quad \text{şi} \quad \bar{r}_i=\frac{r_i+r_{i+1}}{2}$$

fluxul este dat de

$$\Phi_i=2\pi pN_0k\Delta r_i. \qquad (10)$$

Ţinînd seamă că numărul spirelor cuprinse în acest sector, cu aria S_i, este

$$n_i=N_0S_i$$

şi egal cu cel al bobinei echivalente, adică

$$n_i=kN_0\int_{r_i}^{r_{i+1}}r\cdot dr=kN_0\bar{r}_i\Delta r_i$$

rezultă că

$$k\Delta r_i=\frac{S_i}{\bar{r}_i}.$$

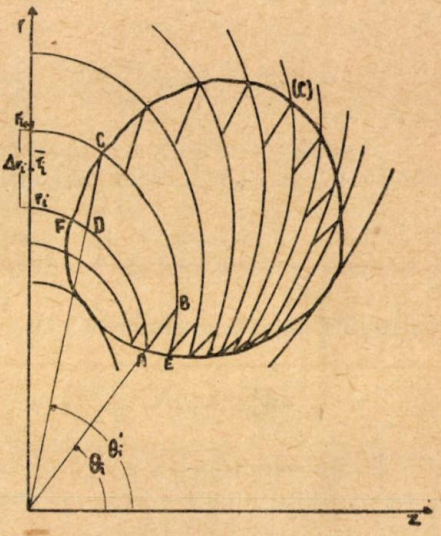


Fig. 7.

Substituind această relaţie în expresia (10) găsim pentru flux

$$\Phi_i=2\pi pN_0\frac{S_i}{\bar{r}_i}. \qquad (11)$$

Comparînd această formulă cu relaţia (2) ajungem la concluzia că: *fluxul unui dipol prin porţiunea unei bobine toroidale, cu o secţiune delimitată cu două linii de cîmp (corespunzătoare parametrilor r_i, r_{i+1}) şi de două segmente din razele vectoare, este egal cu fluxul ce trece printr-un număr egal de spire suprapuse în planul ecvatorial al dipolului, avînd ca rază media aritmetică a parametrilor r_i şi r_{i+1}.*

2. La un sector de formă *AEB* (fig. 7), limitat de o linie de cîmp, de o rază vectoare şi de un arc al conturului (*C*), densitatea radială a spirelor bobinei echivalente, creşte între r_i şi r_{i+1} de la zero la o valoare dată. Pentru o variaţie lineară, ceea ce putem presupune în prima aproximaţie, avem

$$n_0=k(r-r_i). \qquad (12a)$$

Fluxul va fi în acest caz

$$\Delta\Phi'_i = 2\pi pk\left[\Delta r_i - \left(\bar{r}_i - \frac{\Delta r_i}{2\bar{r}_i}\right)\ln\frac{1+\frac{\Delta r_i}{2\bar{r}_i}}{1-\frac{\Delta r_i}{2\bar{r}_i}}\right]. \qquad (13a)$$

Dacă notăm $\frac{\Delta r_i}{2\bar{r}_i} = q_i$ şi dezvoltăm logaritmul, obţinem :

$$\Delta\Phi'_i = 2\pi pk\frac{\Delta r_i^2}{2\bar{r}_i}\left(1 - \frac{1}{3}q_i + \frac{1}{3}q_i^2 - \frac{1}{5}q_i^3 + \frac{1}{5}q_i^4 + \ldots\right) \qquad (14a)$$

Calculînd cu ajutorul lui n_0 numărul total de spire al acestui sector şi egalîndu-l cu $N_0\Delta S'_i$, unde $\Delta S'_i$ este aria secţiunii AEB, găsim

$$k\frac{\Delta r_i^2}{2} = N_0\Delta S'_1.$$

Inlocuind relaţia aceasta în (14a) ajungem la expresia fluxului :

$$\Delta\Phi'_i = 2\pi pN_0\frac{\Delta S'_i}{\bar{r}_i}\left[1 - \frac{1}{3}q_i + \frac{1}{3}q_i^2 - \frac{1}{5}q_i^3 + \frac{1}{5}q_i^4 + \ldots\right] \qquad (15a)$$

3. Referindu-ne la un contur de forma CDF (fig. 7) şi admiţînd variaţia densităţii lineare a spirelor bobinei plane după relaţia

$$n_0 = k(r_{i+1} - r) \qquad (12b)$$

fluxul corespunzător va fi dat de expresia

$$\Delta\Phi''_i = 2\pi pN_0\frac{\Delta S''_i}{\bar{r}_i}\left(1 + \frac{1}{3}q_i + \frac{1}{3}q_i^2 + \frac{1}{5}q_i^3 + \frac{1}{5}q_i^4 + \ldots\right). \qquad (15b)$$

Se constată că şi de această dată putem reduce problema la spire plane suprapuse, avînd ca rază tot media razelor extreme. În aceste cazuri se mai adaugă un factor de corecţie, care diferă cu atît mai puţin de unitate, cu cît raportul $q_i = \frac{\Delta r_i}{2\bar{r}_i}$ este mai mic.

Ariile sectoarelor de tipurile arătate se determină prin una din metodele practice cunoscute.

4. În cazul general, apar la împărţirea unei secţiuni, sectoare de tipul AEB şi CDF (fig. 7). Corecţiile necesare se abat în ambele sensuri faţă de unitate. Afară de aceasta, printr-o alegere potrivită a liniilor de cîmp, putem să reducem aria lor mult faţă de restul ariei. Neglijînd faţă de unitate termenii seriilor din parantezele expresiilor (15 a), (15 b), nu se produc mari abateri de la valoarea reală a fluxului.

În aceste împrejurări se poate utiliza relaţia (11), în care S_i corespunde ariei fîşiilor cuprinse între două linii de cîmp învecinate, delimitate la capetele lor de arcele care fac parte din conturul secţiunii torului.

III. APLICAŢII

Cu ajutorul formulei (5) s-a studiat variaţia fluxului în funcţie de poziţia dipolului faţă de bobine cilindrice de diferite forme. Aria secţiunii s-a ales aceeaşi în fiecare caz.

Prin metoda de aproximaţie, la care reţeaua liniilor de forţă folosită la împărţirea secţiunii era aşa aleasă, încît

$$\frac{\Delta r}{r} = \frac{1}{2}$$

s-au calculat valorile fluxului în diferite cazuri. Abaterile constatate nu au depăşit 1 %.

Din graficele figurii 8 rezultă :

a) La o bobină lungă (*1*) fluxul variază mai brusc dacă dipolul se află în apropierea capetelor, rămîne însă aproape constant în porţiunea din mijloc, care corespunde la cca 75% din lungimea bobinei. O asemenea bobină este avantajoasă la sondarea efectului global indus la reorientarea domeniilor elementare de magnetizare.

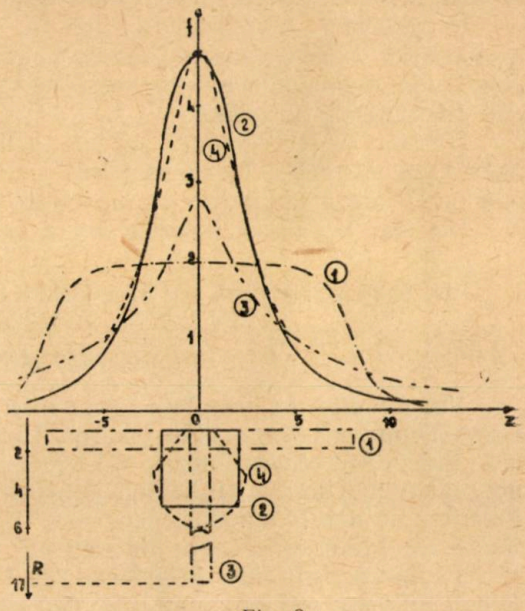


Fig. 8.

b) O bobină de secţiunea pătratică (*2*) are un maxim pronunţat, dacă dipoul se găseşte în centrul ei. Fluxul descreşte repede cu deplasarea dipolului spre extremităţi.

Un maxim cu ceva mai pronunţat ne dă în centrul ei o bobină toroidală (*4*), a cărei secţiune este determinată de o linie de cîmp, de două raze vectoare simetrice şi de o porţiune dreaptă, paralelă cu axa.

Ambele bobine permit localizarea regiunilor unei probe feromagnetice unde, în anumite împrejurări, are loc reorientarea domeniilor. Astfel la determinarea experimentală a vitezei cu care se deplasează peretele Bloch, se pot folosi aceste tipuri de bobine.

c) Bobina îngustă (*3*) are de asemenea un maxim pronunţat la centru, dar mai mic şi descreşterea se face mai lent decît în cazul celor două bobine anterioare. Ea nu prezintă avantaje.

МАГНИТНЫЙ ИНДУКТИВНЫЙ ПОТОК ДИПОЛЯ ЧЕРЕЗОРОВИДНУЮ КАТУШКУ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для решения этого вопроса исходим из наблюдения, что магнитный индуктивный поток диполя пренебрежимых размеров через площадь очертания (Г) равен потоку ограниченному эквивалентным очертанием (Γ_0) Эквивалентное очертание получается пересечением экваториальной плоскости диполя с трубкой образованной силовыми линиями опирающимися на данное очертание.

В частном случае, когда диполь находится на оси кругового витка, аналитическое выражение потока дается формулой (2) соотв. (3). Для цилиндрической катушки получаем выражение (5).

Результаты показывают, что и в случае торовидной катушки существует эквивалентная плоская катушка с диполем в ее центре. Линейная и радиальная плотность витков зависит от формы и размеров торовидной катушки.

Дается приближенный метод, при котором сечение *(C)* разделяется на участки. Оценивая поверхности участков посредством уравнения (11) получаются члены искомого потока.

На рис. 8 даются применения к катушки различных форм.

DER MAGNETISCHE INDUKTIONSFLUSS EINES DIPOLS IN EINER TOROIDALSPULE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Zur Lösung des Problems ging man von der Bemerkung aus, dass bei einem Dipol, mit vernachlässigbaren Ausmassen, der Induktionsfluss durch eine Fläche mit einem Umriss (Γ) gleich ist mit dem Kraftfluss durch einen äquivalenten Umriss (Γ_0). Den äquivalenten Umriss (Γ_0) erhält man als Schnittlinie der Symmetrieebene des Dipols mit der Kraftröhre, welche durch die Induktionslinien, die sich auf den Umriss stützen, erzeugt wird.

Im Sonderfall einer kreisförmigen Windung, auf deren Achse sich der Dipol befindet, gelangt man für den Induktionsfluss zum Ergebnis (2) beziehungsweise (3).

Im Falle einer zylindrischen Spule führt die Anwendung dieses Ergebnisses zum Ausdruck (5).

Die Auslegung der Resultate deutet darauf hin, dass vom Standpunkt des Induktionsflusses eine beliebige toroidale Spule durch eine äquivalente ebene Spule ersetzt werden kann, in deren Mittelpunkt sich der Dipol befindet. Die radiallineare Windungsdichte hängt von der geometrischen Form sowie den Ausmassen der Toroidalspule ab.

Weiterhin wird eine Näherungsmethode angegeben, wo der Querschnitt *(C)* Abb. 7 in Bereiche unterteilt wird. Durch praktische Ausmessung ermittelt man die Flächeninhalte Si dieser Bereiche, setzt sie in die Beziehung (11) ein und erhält die Summanden des gesuchten Induktionsflusses.

In Abb. 8 sind einige Beispiele verschiedener Spulenformen dargestellt.

DESPRE UN SISTEM DE ECUAȚII FUNCȚIONALE CARE GENERALIZEAZĂ ECUAȚIA FUNCȚIONALĂ A LUI J. ACZÉL

DE

OCT. EM. GHEORGHIU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Într-o lucrare [2] J. Aczél a rezolvat ecuația funcțională

$$g(a)+g(b)-g(a)\,g(b)=g\left(\frac{a+b}{1+ab}\right) \tag{A}$$

prin funcții reale oarecare, strict monotone.

În prezenta lucrare autorul consideră un sistem de 4 ecuații funcționale cu 4 funcții reale de o variabilă, care scrisă matricial are forma

$$\begin{bmatrix} B(x) & C(x) \\ D(x) & E(x) \end{bmatrix}+\begin{bmatrix} B(y) & C(y) \\ D(y) & E(y) \end{bmatrix}-\begin{bmatrix} B(x) & C(x) \\ D(x) & E(x) \end{bmatrix}\cdot\begin{bmatrix} B(y) & C(y) \\ D(y) & E(y) \end{bmatrix}=$$

$$=\begin{bmatrix} B\left(\frac{x+y}{1+xy}\right) & C\left(\frac{x+y}{1+xy}\right) \\ D\left(\frac{x+y}{1+xy}\right) & E\left(\frac{x+y}{1+xy}\right) \end{bmatrix} \tag{1}$$

și pentru care caută soluția generală prin funcții continue.

În ipoteza $C(x)\neq 0$, se găsește, pe baza principiului simetriei,

$$D(x)=\lambda C(x) \quad \text{și} \quad E(x)=B(x)-\mu C(x) \tag{2}$$

unde λ și μ sînt constante reale arbitrare. Atunci (1) se reduce la

$$B(x)+B(y)-B(x)\,B(y)-\lambda C(x)\,C(y)=B\left(\frac{x+y}{1+xy}\right) \tag{3}$$

$$C(x)+C(y)-B(x)\,C(y)-B(y)\,C(x)+\mu C(x)\,C(y)=C\left(\frac{x+y}{1+xy}\right).$$

Acest sistem este soluționat în cazul $\lambda^2+4\lambda>0$ prin funcțiile

$$G(x)=B(x)+\frac{1}{2}\left(-\mu+\sqrt{\mu^2+4\lambda}\right)C(x)$$
$$H(x)=B(x)+\frac{1}{2}\left(-\mu-\sqrt{\mu^2+4\lambda}\right)C(x) \qquad (4)$$

care funcții, fiecare verifică ecuația lui J. Aczél (A). Se obțin în acest caz 9 tipuri de soluții pentru funcțiile B, C, D și E și care depind cel mult de 4 constante arbitrare.

Se soluționează sistemul (3) pe urmă în cazul $\mu^2+4\lambda=0$, prin introducerea funcțiilor duale [3] de variabilă reală

$$I(x)=B(x)-\frac{1}{2}\mu C(x)+\varepsilon C(x)$$
$$(\varepsilon^2=0) \qquad (5)$$
$$J(x)=B(x)-\frac{1}{2}\mu C(x)-\varepsilon C(x)$$

și se obțin pentru sistemul (1) 3 tipuri de soluții.

În cazul $\mu^2+4\lambda<0$ prin introducerea funcțiilor complexe de o variabilă reală

$$M(x)=B(x)+\frac{1}{2}\left(-\mu+i\sqrt{-\mu^2-4\lambda}\right)C(x)$$
$$(i^2=-1)$$
$$N(x)=B(x)+\frac{1}{2}\left(-\mu-i\sqrt{-\mu^2-4\lambda}\right)C(x)$$

se obțin pentru sistemul (1), 3 tipuri de soluții.

Se soluționează pe urmă sistemul (1) în ipoteza că una, două sau trei din cele 4 funcții $B(x)$, $C(x)$, $D(x)$, $E(x)$ sînt *nule* și se obțin astfel și soluții noi.

ОБ ОДНОЙ СИСТЕМЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ, ОБОБЩАЮЩЕЙ ФУНКЦИОНАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ Я. АЦЕЛЯ.

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор дает указания о способах нахождения общего решения системы (1).

SUR UN SYSTÈME D'ÉQUATIONS FONCTIONNELLES QUI GÉNÉRALIES L'ÉQUATION FONCTIONELLE DE I. ACZÉL

(RÉSUMÉ)

L'auteur donne des indications concernant les procédés à l'aide desques il a trouvé la solution générale du système (1).

BIBLIOGRAFIE

1. J. Aczél, Uspehi matematiceskih nauk, t. XI, nr. 3 (69), 1956, p. 1—66 (cap. I).
2. J. Aczél, Wiss. Z. Humboldt-Univ. Berlin, Math. Nat. R. Jg. VII (1957/58), 4, p. 439—443.
3. E. Study, Monatsh. f. Math. u. Phys., 1890, p. 283—355.

METODA DE SIMETRIZARE COMPLETĂ, INDEPENDENT DE SARCINA, A CONVERTIZORULUI ASINCRON TRI-MONOFAZAT (II)

REALIZAREA TRANSFORMATORULUI DE CUPLAJ ŞI REZULTATE EXPERIMENTALE

DE

O. CENTEA şi I. NOVAC

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. INTRODUCERE

In [1] s-a arătat că prin cuplarea electromagnetică a circuitului de utilizare cu cele trei faze de alimentare, prin intermediul a trei transformatoare monofazate de cuplaj dimensionate în acest scop, se poate obţine simetrizarea completă a maşinii asincrone tri-monofazate pentru orice curent de sarcină.

Din considerentele dezvoltate în lucrarea amintită, rezultă că :

— cele trei transformatoare de cuplaj urmează să aibă aceeaşi reactanţă de magnetizare X_t, ceea ce se poate realiza executînd cele trei transformatoare cu miezuri de secţiune egală şi cu înfăşurări primare identice.

— pentru a se obţine un curent de scurtcircuit maxim, cît mai apropiat de cel de care este capabilă maşina nesimetrizată, reactanţa X_t, trebuie să aibă o anumită valoare bine determinată X_{t_M}.

— în cazul transformatoarelor astfel realizate încît reactanţa de magnetizare să aibă valoarea X_{t_M}, reglarea curentului de scurtcircuit al convertizorului se poate face prin modificarea celor trei rapoarte de transformare, între care există relaţii de legătură bine determinate.

Pe baza acestor rezultate s-a trecut la executarea grupului de trei transformatoare de cuplaj monofazate, necesare simetrizării complete a convertizorului existent în laboratorul de Maşini Electrice.

2. REALIZAREA TRANSFORMATORULUI DE CUPLAJ

Tensiunea magneto-motoare (t.m.m.) rezultantă de pe faza R este :

$$\bar{V}_{H_R}=w_1\bar{I}_R+w_{2R}\bar{I}_2=w_{2R}(k_R\cdot\bar{I}_R+k_C\cdot\bar{I}'_2) \qquad (1)$$

unde $\bar{I}_R$ şi $\bar{I}_2$ reprezintă curentul fazei R a convertizorului, respectiv curen-

tul din circuitul de utilizare, w_1 şi w_{2R} numărul de spire din primarul respectiv secundarul transformatorului de cuplaj introdus în faza R, iar k_R şi k_C sînt rapoartele de transformare (al transformatorului de cuplaj, respectiv al convertizorului).

T.m.m. în cuplajele de pe fazele S şi T se exprimă prin expresii analoage:

$$\bar{V}_{HS} = w_1 \cdot \bar{I}_S + w_{2S} \cdot \bar{I}_2 \tag{2}$$

$$\bar{V}_{HT} = w_1 \cdot \bar{I}_T + w_{2T} \cdot \bar{I}_2 . \tag{3}$$

Rezultă pentru t.m.m. totală expresia:

$$\sum_{i=R}^{T} \bar{V}_{H_i} = w_1 (\bar{I}_R + \bar{I}_S + \bar{I}_T) + (w_{2R} + w_{2S} + w_{2T}) \bar{I}_2 . \tag{4'}$$

Ţinînd seama de faptul că $\bar{I}_R + \bar{I}_S + \bar{I}_T = 0$ şi că rapoartele de transformare, la simetrie completă, sînt legate între ele prin relaţiile [1]:

$$\begin{cases} \dfrac{1}{k_S} = \dfrac{1}{k_R} - \dfrac{\sqrt{3} \cdot E_r + E_i}{\sqrt{3} \cdot X_t} \\ \dfrac{1}{k_T} = \dfrac{1}{k_R} - \dfrac{\sqrt{3} \cdot E_r - E_i}{\sqrt{3} \cdot X_t} \end{cases} \tag{5}$$

expresia t.m.m. totale devine:

$$\sum_{i=R}^{T} \bar{V}_H = w_1 \left(\frac{3}{k_R} - \frac{2 \cdot E_r}{X_t} \right) \bar{I}_2 . \tag{4''}$$

În aceste expresii E_r şi E_i reprezintă [1] partea reală şi cea imaginară a mărimii complexe

$$\bar{E} = -ja \cdot \frac{2\bar{B}''}{k_C} \tag{6}$$

unde B'' depinde de parametrii maşinii ([4] relaţia (28)).

Dacă transformatoarele sînt astfel executate încît convertizorul să fie capabil să debiteze curentul de scurtcircuit maximal, adică [1] reactanţa de magnetizare X_t are o valoare bine determinată X_{t_M}, ţinînd seama şi de expresia raportului de transformare din cuplajul de pe faza R necesar obţinerii lui $\bar{I}_{sc_M}$:

$$k_{R_M} = \frac{3 \cdot X_{t_M}}{2 \cdot E_r} \tag{7}$$

t.m.m. totală se poate scrie sub forma:

$$\sum_{i=R}^{T} \bar{V}_H = 3 (w_{2R} - w_{2R_M}) \cdot \bar{I}_2 \tag{4}$$

unde w_{2R_M} este numărul de spire secundar corespunzător raportului de transformare k_{R_M}.

Se observă că dacă transformatoarele, dimensionate încît $X_t = X_{t_M}$, sînt cuplate astfel încît convertizorul să debiteze curentul de scurtcircuit maximal (adică $w_{2R} = w_{2R_M}$), t.m.m. totală este nulă.

Din acest motiv s-a considerat că cele trei transformatoare monofazate de cuplaj se pot reuni într-un singur transformator trifazat în coloană cu numere de spire secundare diferite. (Dacă este necesară o reglare a curentului de scurtcircuit în limite mai mari, deci t.m.m. rezultantă obține valori relativ mari, transformatorul trebuie executat ca transformator în manta, pentru a ușura închiderea fluxului).

Transformatorul care s-a executat a fost calculat astfel ca să prezinte pe fiecare fază reactanța de magnetizare X_{t_M} (anexa 1). Cunoscîndu-se valoarea lui X_{t_M} s-au determinat, cu relațiile (7) și (5), rapoartele de transformare k_M (anexa 1).

Admițînd un număr de spire pentru primarul transformatorului astfel încît să se poată realiza rapoarte de transformare cît mai apropiate de valorile k_M, respectiv să existe posibilitatea realizării și a altor rapoarte de transformare (în vederea reglării curentului de scurtcircuit al convertizorului) se poate determina secțiunea necesară a coloanelor. În acest scop se folosește expresia reactanței sub forma :

$$X_{t_M} \cong 2\pi f \cdot \mu_0 \cdot w_1^2 \cdot \frac{S_\delta}{\delta} \tag{8}$$

unde δ este valoarea întrefierului cu care se prevede fiecare coloană. Acest întrefier trebuie astfel admis încît inducția în întrefier respectiv miez să nu depășească valorile admisibile ale inducției (anexa 2).

În ipoteza că $\bar{B}''$ este o mărime pur imaginară (expresia lui $\bar{B}''$ arată că ea este practic o inductivitate), între partea reală și imaginară a mărimii complexe $\bar{E}$ intervine relația : $E_i = \sqrt{3} \cdot E_r$ (anexa 1). Cu această observație relațiile (5) devin :

$$\begin{cases} \dfrac{1}{k_S} = \dfrac{1}{k_R} - \dfrac{2 \cdot E_r}{X_{t_M}} \\ \dfrac{1}{k_T} = \dfrac{1}{k_R} \end{cases} \tag{9}$$

Analiza expresiei curentului $\bar{I}_2'$ [1] arată că pentru a se obține curenți de scurtcircuit mai mici, trebuie ca $k_R > k_{R_M}$. Pentru a se putea regla curentul de scurtcircuit în limite cît mai largi s-a ales ca valoare limită a lui k_R valoarea $k_{R_{min}} = -1 > k_{R_M} = -14{,}3$. Cu acest raport de transformare s-a determinat numărul de spire din cuplajul de pe faza R necesar obținerii curentului de scurtcircuit minim ($w_{2R_{min}}$), relațiile (9) dînd posibilitatea de a se calcula și $w_{2S_{min}}$ și $w_{2T_{min}}$.

Pentru transformatorul construit, calculul de proiectare, executat conform considerentelor de mai sus, a condus la următoarele rezultate :

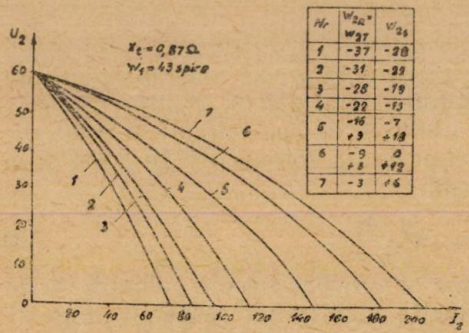
$X_{t_M} = 1{,}02\ \Omega$, $s_\delta = 42\ \text{cm}^2$, $\delta = 3\ \text{mm}$, $w_1 = 43$ spire, $w_{2R_M} = w_{2T_M} = -3$ spire, $w_{2S_M} = 6$ spire, $w_{2R_{min}} = w_{2T_{min}} = -42$ spire, $w_{2S_{min}} = -33$ spire.

Numărul de spire secundare w_2, intermediar între w_{2M} și w_{2min}, se obține prin legarea în paralel a mai multor grupe de w_2 spire (la micșorarea numărului de spire secundare curentul din circuitul de utilizare crește).

3. REZULTATELE EXPERIMENTALE

Pe baza calculelor s-a executat în cadrul laboratorului de Mașini Electrice un transformator trifazat în coloană, avînd secțiunea coloanelor și numărul de spire date mai sus.

Încercările executate cu convertizorul trimonofazat, fazele de alimentare fiind cuplate cu circuitul de utilizare prin intermediul transformatorului construit, au condus la rezultatele redate în fig. 1 și fig. 2. În cursul acestor încercări s-a măsurat și reactanța, determinîndu-se valoarea $X_t = 0{,}87\ \Omega$.



Nr	W_{2R} / W_{2T}	W_{2s}
1	-37	-38
2	-31	-33
3	-28	-29
4	-22	-23
5	-16 / +3	-17 / +18
6	-9 / +8	0 / +17
7	-3	+6

Fig. 1. Caracteristica $I_{sc} = f(w_{2R})$.

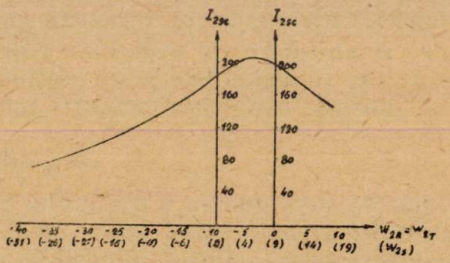


Fig. 2. Caracteristicile exterioare statice ale convertizorului complet simetrizat la diferite rapoarte de transformare al fazelor transformatorului de cuplaj.

În tot cursul încercărilor gradul de asimetrie al curenților de pe cele trei faze de alimentare a avut o valoare $\xi \cong 0{,}05$, adică practic mașina funcționează simetric. Determinarea gradului de asimetrie, datorită însăși faptului că are o valoare atît de redusă, nu a putut fi făcută în mod riguros.

4. CONCLUZII

Reactanța de magnetizare a transformatorului realizat diferă de valoarea calculată din cauza neglijărilor făcute la determinarea prin calcul a lui X_{t_M} și în primul rînd datorită faptului că s-a considerat, în calcule, permeanța fierului transformatorului infinită. Din acest motiv curentul maxim de scurtcircuit al convertizorului complet simetrizat nu obține valoarea maximă posibilă, care se apropie de valoarea curentului de scurtcircuit al convertizorului nesimetrizat.

Gradul de asimetrie diferit de zero obținut în cadrul încercărilor se explică prin influența următorilor factori :

a) Nesimetria tensiunilor rețelei de alimentare.

b) Nesimetria proprie a convertizorului, introdusă la execuția mașinii, nesimetrie care se observă la funcționarea în gol a acesteia.

c) Aproximațiile făcute și erorile de măsurare a unor mărimi ($\overline{B}''$) care intervin în determinarea datelor de proiectare a transformatorului de cuplaj, precum și nerespectarea acestor date la execuție din motive constructive (Anexa 1 și 2).

Analiza curbelor prezentate în fig. 1 și fig. 2 confirmă rezultatele teoretice prezentate în [1] și anume:

a) Cuplarea electromagnetică corespunzătoare a celor trei faze de alimentare ale convertizorului cu circuitul de sarcină permite obținerea unei simetrii complete pentru orice sarcină.

b) Prin modificarea potrivită a rapoartelor de transformare pe fazele transformatorului de cuplaj se poate obține curentul de scurtcircuit (deci curentul de sudare) impus.

c) Alura caracteristicilor statice ale instalației (fig. 2) este corespunzătoare pentru sudare.

d) Dependența curentului de scurtcircuit al convertizorului complet simetrizat de rapoartele de transformare ale transformatoarelor de cuplaj, ridicate experimental (fig. 1), verifică curba teoretică dedusă în [1].

Folosirea transformatoarelor de cuplare pentru simetrizarea completă a convertizorului tri-monofazat, independent de sarcină, prezintă importanță în special în cazul unităților mari, datorită pe de o parte realizării unei repartiții egale a puterii monofazate pe cele trei faze de alimentare, pe de alta economiei de putere reactivă realizată.

МЕТОД ПОЛНОГО СИНТЕЗИРОВАНИЯ, НЕЗАВИСИМО ОТ НАГРУЗКИ, ТРЕХ-ОДНОФАЗНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе излагаются соображения стоящие на базе расчета связывающего трансформатора, результаты полученные опытным путем и выводы основанные на этих испытаниях.

MÉTHODE DE SYMÉTRISATION COMPLÈTE, INDÉPENDAMMENT DE LA CHARGE DU CONVERTISSEUR TRI-MONOPHASÉ

(RÉSUMÉ)

Cet ouvrage présente les considérations qui ont formé la base du calcul du transformateur de couplage, les résultats expérimentaux obtenus et les conclusions de ces recherches.

BIBLIOGRAFIE

1. O. Centea şi I. Novac, Metodă de simetrizare completă, independent de sarcină, a convertizorului tri-monofazat (I). Studii şi Cercetări Ştiinţifice. Academia R.P.R., Baza Timişoara, Tom. 6, 1959, Nr. 3—4.

2. T. Dordea şi colaboratori, Maşină asincronă convertizoare din tri- în monofazat. Studii şi Cercetări Ştiinţifice, Academia R.P.R., Baza Timişoara, Tom. IV, 1957, nr. 3—4.

3. O. Centea şi I. Heinrich, Simetrizarea convertizorului asincron tri-monofazat prin intermediul unei tensiuni suplimentare aplicate pe una din cele trei faze. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al I.P.T. Tom. IV (18) 1959.

4. T. Dordea şi colaboratori, Simetrizarea convertizorului tri-monofazat prin cuplaj transformatoric. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al I.P.T. Tom. III (17), 1958.

STUDIU TEORETIC ŞI EXPERIMENTAL ASUPRA SISTEMELOR DE VOLOCNIT

DE

A. NANU

Comunicare prezentată în sesiunea VI-a de comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 7—8 iunie 1958

A. VOLOCNITUL — PREZENTARE — DOMENII DE UTILIZARE

Tehnica, relativ recentă, a maselor plastice pune în faţa cercetătorilor probleme din cele mai variate şi mai complexe. Una dintre aceste probleme este şi realizarea unor mase plastice cu însuşiri mecanice superioare, pe lîngă acelea electrice obişnuite.

Masa plastică ce răspunde cel mai favorabil acestor condiţiuni este cunoscută sub denumirea de volocnit, fabricată prin presare la cald în matriţe a unui amestec de răşină fenol-formaldehidică cu masă de umplutură fibroasă de natură organică sau anorganică.

Masa fibroasă de bază a volocnitului o formează obişnuit firele de bumbac (deşeuri), bucăţi de pînză şi uneori mai rar, fire de in.

În afară de deşeurile de bumbac sau de materiale fibroase se mai utilizează ca material de umplutură şi asbestul [1, p. 40].

Categoriile de volocnit fabricate prezintă o foarte variată gamă de proprietăţi, ca funcţie de raportul dintre răşină şi materialul fibros, starea acestui material fibros şi natura sa organică sau anorganică.

Aceste proprietăţi duc la folosirea maselor plastice cunoscute sub denumirea de volocnit în foarte multe sectoare şi mai ales în electrotehnică şi construcţia de maşini.

Cu toată această mare varietate a domeniilor de utilizare, volocnitul este în stadiul actual al tehnicii insuficient de bine studiat.

În procesul de fabricare există probleme care pînă la ora actuală nu sînt suficient de bine clarificate. Există apoi probleme de nomenclatură care fac o oarecare confuzie. Este suficient să amintim doar existenţa volocnitului cu bumbac şi a aceluia cu asbest, ambele cunoscute în literatură sub denumirea de volocnit. Ori se ştie că unele însuşiri ale celor două categorii de volocnit diferă substanţial şi chiar anumite proprietăţi sînt diametral opuse (coeficient de frecare).

În dezvoltarea tehnicii mai apar noi mase plastice din categoria volocnitului, cu masă fibroasă, asbest și bumbac, care conform nomenclaturii uzuale de pînă în prezent ar trebui numite tot volocnit. Consider că folosind această denumire pentru toată varietatea de mase plastice din această categorie se pot produce confuzii și atribuiri eronate de însușiri unui volocnit de la altul.

Nu este apoi clarificată în literatură influența concentrației în rășină a volocnitului, asupra principalelor însușiri mecanice și electrice sau altfel spus, nu am întîlnit specificată în literatură cantitatea de liant (rășină) necesară unui volocnit pentru a da o anumită însușire (mecanică sau electrică) masei plastice.

În lumina celor prezentate, lucrarea de față își propune a lămuri unele probleme de nomenclatură din domeniul maselor plastice numite volocnit și să rezolve problema influenței concentrației de rășină asupra proprietăților electrice și mecanice ale acestor mase plastice.

B. PROBLEME DE NOMENCLATURĂ

Toate categoriile de volocnit folosite astăzi în industrie sînt formate prin policondensarea și polimerizarea în trepte a rășinei fenol-formaldehidice ca liant, în prezența materialului fibros numit material de umplutură.

Cum diferențierea însușirilor este determinată în primul rînd de acest material fibros, și pentru a nu se produce confuzii, propun ca masa plastică cu material fibros bumbac și liant rășină fenol-formaldehidică să-și păstreze denumirea de „volocnit", masa plastică pe bază de asbest și liant rășină fenol-formaldehidică să se numească „asbestit", iar masa plastică pe bază de asbest și bumbac ca material de umplutură și rășină fenol-formaldehidică ca liant, să se numească „asbovolocnit".

Folosindu-se această nomenclatură, care evidențiază natura materialului fibros în masa plastică, se evită confuziile și atribuirea eronată de însușiri diferitelor mase plastice din această clasă.

Privind problema din alt punct de vedere, se poate cu hotărîre afirma că însușirile masei plastice la aceeași categorie (volocnit, asbestit, absovolocnit) sînt o funcție de concentrația în rășină, căci pot exista mase plastice cu un conținut mai mic sau mai mare de rășină.

Făcîndu-se o analogie cu nomenclatura folosită în metalurgie la aliaje, unde toate aliajele formate din aceleași componente însă de concentrații diferite, poartă denumirea de sistem (toate aliajele Pb—Sb formează sistemuul de aliaje Pb—Sb, etc.), propun a se introduce și în tehnica maselor plastice această nomenclatură.

Apare astfel denumirea de sistem de volocnit care va cuprinde toate masele plastice cu bumbac și rășină fenol-formaldehidică, indiferent de concentrația acestora în masă și în mod similar sistemul de asbestit și sistemul de asbo-volocnit.

C. INSUŞIRI ELECTRICE ŞI MECANICE ALE SISTEMELOR DE VOLOCNIT, ASBESTIT şi ASBO-VOLOCNIT

Interesînd în primul rînd însuşirile mecanice şi electrice ale sistemelor de volocnit, asbestit şi asbo-volocnit, s-au realizat în laborator şi cu concursul diferitelor întreprinderi din ţară, nouă categorii de volocnit (tabela 1), nouă categorii de asbestit (tabela 2) şi nouă categorii de asbo-volocnit (tabela 3), concentraţia în răşină a sistemelor respective variind din 5 în 5 la sută, de la 20% pînă la 60% răşină.

Gama aleasă de mase plastice a sistemului cuprinde toate categoriile ce prezintă interes industrial.

Materia primă folosită la fabricarea acestor sisteme de mase plastice a fost :

— Ca liant lacul fenol-formaldehidic (bachelitic) fabricat de întreprinderea Electroizolantul Bucureşti, simbolul lacului I.C.F. 1. (notaţia veche I.F.) cu un conţinut de 63,7% răşină, solvent alcool metilic.

— Ca material fibros, pentru :

Volocnit : 100% deşeu fire bumbac pur deshidratat şi tăiate la lungimea de 20—30 mm.

Asbestit : 100% fire asbest tăiate la lungimea de 20—30 mm (asbestul folosit a conţinut 10,1% material organic).

Asbo-volocnit : 60% deşeu bumbac şi 40% fire asbest tăiate la lungimea de 20—30 mm şi intim amestecate.

Procesul tehnologic de fabricare are mai multe faze, prezentate în [2].

Pentru presiunea de presare 400 kg/cm² cele mai bune rezultate s-au obţinut la timpul de 1,3 minute/mm grosime a peretelui şi la temperatura de 160 °C.

Sisteme de volocnit *Tabela 1*

Material		Compoziţia	
Denumirea	Simbol	Bumbac %	Răşină %
Volocnit	B_1	80	20
„	B_2	75	25
„	B_3	70	30
„	B_4	65	35
„	B_5	60	40
„	B_6	55	45
„	B_7	50	50
„	B_8	45	55
B	B_9	40	60

Presat la 160°C, 1,3 min/mm, $p = 400$ kg/cm².

Sisteme de asbestit *Tabela 2*

Material		Compoziţia	
Denumirea	Simbol	Asbest %	Răşină %
Asbestit	A_1	80	20
„	A_2	75	25
„	A_3	70	30
„	A_4	65	35
„	A_5	60	40
„	A_6	55	45
„	A_7	50	50
„	A_8	45	55
„	A_9	40	60

Presat la 160°C, 1,3 min/mm, $p = 400$ kg/cm².

Sisteme de asbovolocnit *Tabela 3*

Material		Compoziţia	
Denumirea	Simbol	Asbest+bumbac 1:1,5 (40%+60%)	Răşină %
Asbovolocnit	$(AB)_1$	80	20
„	$(AB)_2$	75	25
„	$(AB)_3$	70	30
„	$(AB)_4$	65	35
„	$(AB)_5$	60	40
„	$(AB)_6$	55	45
„	$(AB)_7$	50	50
„	$(AB)_8$	45	55
„	$(AB)_9$	40	60

Presat la 160°C, 1,3 min/mm, $p = 400$ kg/cm².

Epruvetele realizate, în număr suficient pentru a asigura cel puțin 10 probe pentru fiecare încercare de laborator, au forma de disc cu diametrul 100 mm și grosimea 1—3 mm.

Pe epruvetele realizate, pentru fiecare sistem în parte, s-au determinat principalele însușiri electrice și mecanice.

Rezultatele încercărilor sînt trecute sub formă de curbe în diagramele din fig. 1, 2, 3, 4 și 5.

De remarcat că fiecare valoare numerică trecută în diagrame reprezintă media a 10 determinări, ceea ce a necesitat cca 2 000 încercări de laborator.

Încercările electrice s-au efectuat conform normelor DIN și GOST iar cele mecanice conform normelor STAS.

D. INTERPRETAREA REZULTATELOR

Rezultatele obținute prin măsurători asupra sistemelor de volocnit, asbestit și asbo-volocnit, prezentate sub formă de diagrame se pot interpreta în sensul aprecierii calitative a masei plastice în cadrul sistemului și apoi a sistemelor între ele.

Această interpretare se va face în cele ce urmează, pe categorii de însușiri.

a) Însușiri electrice

1. *Rigiditatea dielectrică (fig. 1)* E_s.

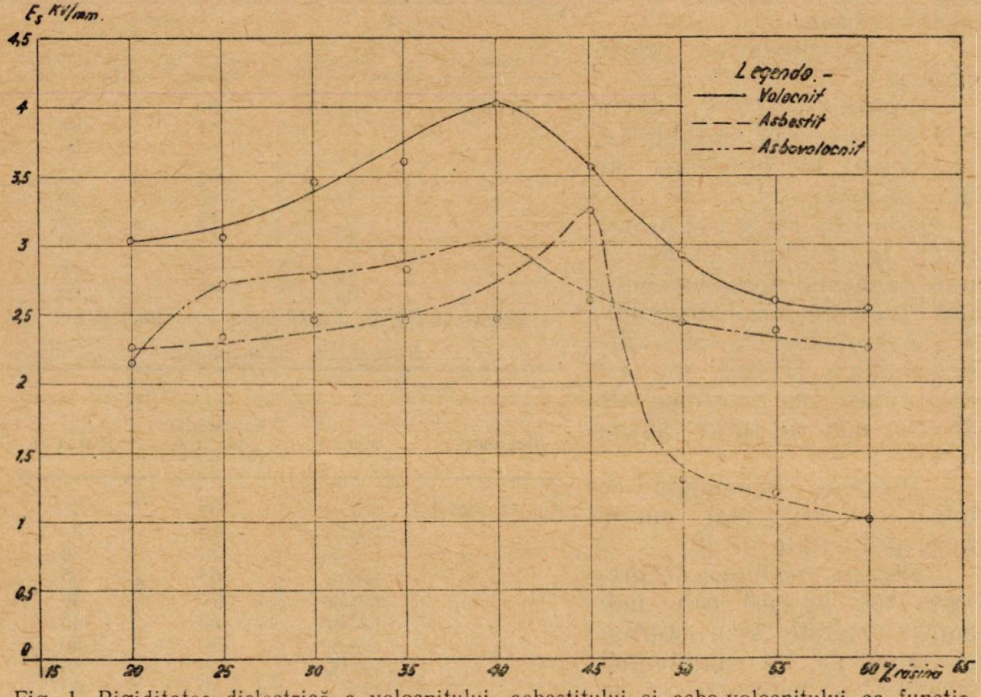


Fig. 1. Rigiditatea dielectrică a volocnitului, asbestitului și asbo-volocnitului ca funcție de conținutul în rășină al sistemului

Analizînd curba de variaţie a rigidităţii dielectrice (E_s) a sistemului volocnit, ca funcţie de conţinutul procentual în răşină, se constată că rigiditatea dielectrică mare o dă sistemul pentru concentraţia în răşină de la 35—45%, maximul (4,2 kV/mm) fiind la 40% răşină.

În mod similar, pentru sistemul asbestit, valori mari a lui E_s dă concentraţia în răşină de la 25%—46% maximul (3,32 kV/mm) la 45% răşină şi sistemul asbovolocnit pentru 35—47% răşină, maximul (3,05 kV/mm) la 40% răşină.

Dacă se urmăreşte în cadrul sistemului valoarea mare a lui E_s, trebuiesc respectate concentraţiile prezentate.

Comparîndu-se între ele sistemele, din punct de vedere al rigidităţii dielectrice, se observă că :

$$E_{s\,max\,B} > E_{s\,max\,A} > E_{s\,max\,(AB)}$$

Deci luînd ca bază volocnitul, rigiditatea dielectrică maximă a asbovolocnitului este mai mică cu 27,3% şi a asbestitului cu 21% decît rigiditatea dielectrică maximă a volocnitului.

2. *Rezistenţa specifică superficială* ρ_s.

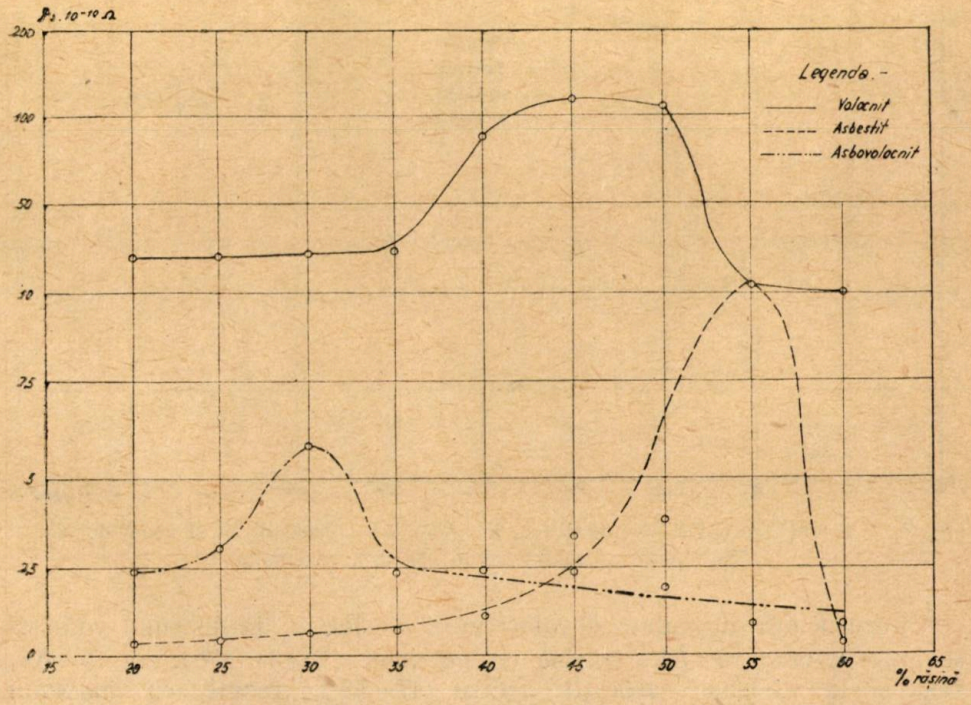


Fig. 2. Rezistenţa specifică superficială ρ_s a volocnitului, asbestitului şi asbovolocnitului ca funcţie de conţinutul în răşină a sistemului

Urmărind același raționament ca și la rigiditatea dielectrică, ρ_s la sistemul volocnit prezintă valori mari pentru 40—50% rășină, maximul fiind de $118{,}44 \cdot 10^{10}\ \Omega$ la 45% rășină, la sistemul asbestit între 50—58% rășină cu maximul $10{,}90 \cdot 10^{10}\ \Omega$ la 55% rășină și la sistemul asbovolocnit între 27—33% rășină cu valoarea maximă $5{,}90 \cdot 10^{10}\ \Omega$ la 30% rășină.

Din punct de vedere al rezistenței specifice superficiale:

$$\rho_{s\ max\ B} > \rho_{s\ max\ A} > \rho_{s\ max\ (AB)}$$

Rezultă că $\rho_{s\ max\ A}$ este mai mic decît $\rho_{s\ max\ B}$ de 10,9 ori și $\rho_{s\ max\ (AB)}$ de 20 ori.

3. *Rezistența specifică volumetrică* ρ_v *(fig. 3)*

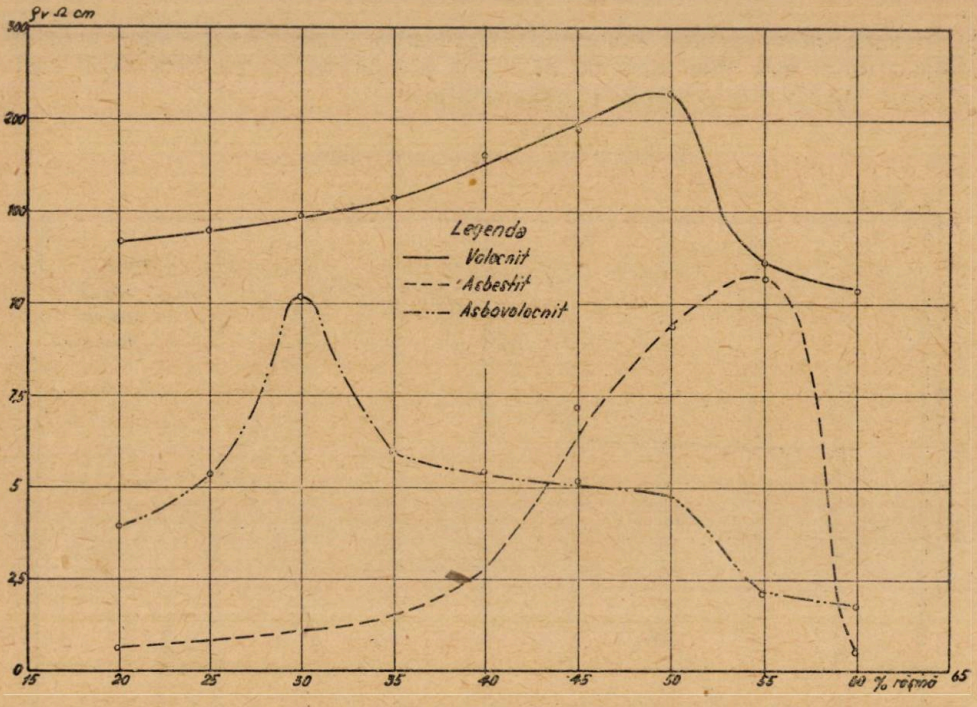


Fig. 3. Rezistența specifică volumetrică ρ_v a volocnitului, asbestitului și asbovolocnitului ca funcție de conținutul în rășină a sistemului

Rezultă din diagrame că valori mari ale lui ρ_v la sistemul volocnit se obțin pentru 40—52% rășină cu maximul $230{,}16 \cdot 10^{10}\ \Omega$ cm la 50% rășină, la sistemul asbestit pentru 47—59% rășină cu maximul $36{,}423 \cdot 10^{10}\ \Omega$ cm la 55% rășină și la sistemul abovolocnit pentru 27—33% rășină cu maximul $15{,}34 \cdot 10^{10}\ \Omega$ cm la 30% rășină.

Comparîndu-se sistemele între ele se constată o asemănare cu ρ_s căci:

$$\rho_{v\ max\ B} > \rho_{v\ max\ A} > \rho_{v\ max\ (AB)}$$

$\rho_{v\ max\ A}$ fiind mai mic decît $\rho_{v\ max\ B}$ de 6,35 ori şi $\rho_{v\ max\ (AB)}$ de 15,2 ori.

Aruncînd o privire de ansamblu asupra însuşirilor electrice ale celor trei sisteme prezentate, se constată o superioritate din punct de vedere electric a sistemului volocnit.

b) **Însuşiri mecanice**

1. *Rezistenţa specifică la rupere (tracţiune)* σ_r *(fig. 4)*

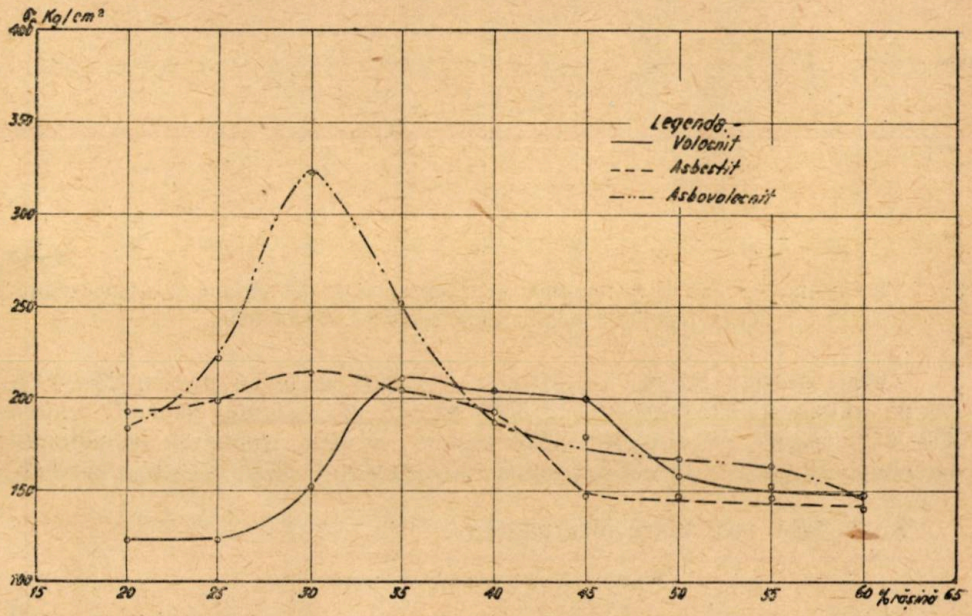


Fig. 4. Rezistenţa specifică la rupere σ_r a volocnitului, asbestitului şi asbo-volocnitului, ca funcţie de concentraţie în răşină a sistemului

Valori mari ale lui σ_r la sistemul volocnit se obţin pentru 33—45% răşină, maximul 211 kg/cm² la 40% răşină, la sistemul asbestit pentru 5—40% răşină cu maximul 215 kg/cm² la 30% răşină şi la sistemul asbovolocnit pentru 25—40% răşină cu maximul 322 kg/cm² la 30% răşină.

Se observă că:

$$\sigma_{r\ max\ (AB)} > \sigma_{r\ max\ A} > \sigma_{r\ max\ B}$$

şi anume pornind tot de la volocnit ca bază $\sigma_{r\ max\ (AB)}$ este cu 153% mai mare decît $\sigma_{r\ max\ B}$ şi $\sigma_{r\ max\ A}$ cu 150% mai mare.

2. *Rezistența specifică la compresiune* σ_c *(fig. 5)*

Fig. 5. Rezistența specifică la compresiune σ_c a volocnitului, asbestitului și asbovolocnitului ca funcție de concentrația în rășină a sistemului

Valori mari a lui σ_c la sistemul volocnit se obțin pentru 25—40% rășină, maximul 3362 kg/cm² la 30% rășină, la sistemul asbestit pentru 20—30% rășină, cu maximul 3220 kg/cm², la 20% rășină și la sistemul asbovolocnit pentru 20—28% rășină cu maximul 4645 kg/cm² la 20% rășină.

Și în acest caz apare inegalitatea :

$$\sigma_{c\,max\,(AB)} > \sigma_{c\,max\,B} > \sigma_{c\,max\,A}\,.$$

Luînd ca bază tot volocnitul, rezultă că $\sigma_{c\,max\,(AB)}$ este mai mare decît $\sigma_{c\,max\,B}$ cu 138% și $\sigma_{c\,max\,A}$ cu 9% mai mic.

3. *Rezistența la solicitări dinamice (ciocăniri)*

Pentru a se constata comportarea materialelor din sistemele amintite la solicitări dinamice, epruvetele s-au așezat pe o placă metalică și s-au ciocănit (10 lovituri) cu un ciocan de 1,5 kg greutate (energie cinetică cedată de ciocan materialului la o singură ciocănire $E_e = \frac{1}{2} mv^2 \cong$

$\cong \frac{1}{2} \frac{1,5}{9,81} \cdot 5^2 = 1,9 \cong 2$ kgm)

Toate tipurile de materiale au suportat această solicitare fără a se constata vre-o deformare sau fisuri, ceea ce conclude o bună comportare la solicitări dinamice.

Analizîndu-se rezultatele se evidenţiază o superioritate calitativă din punct de vedere mecanic a sistemului asbovolocnit asupra celorlalte sisteme prezentate.

E. CONCLUZII

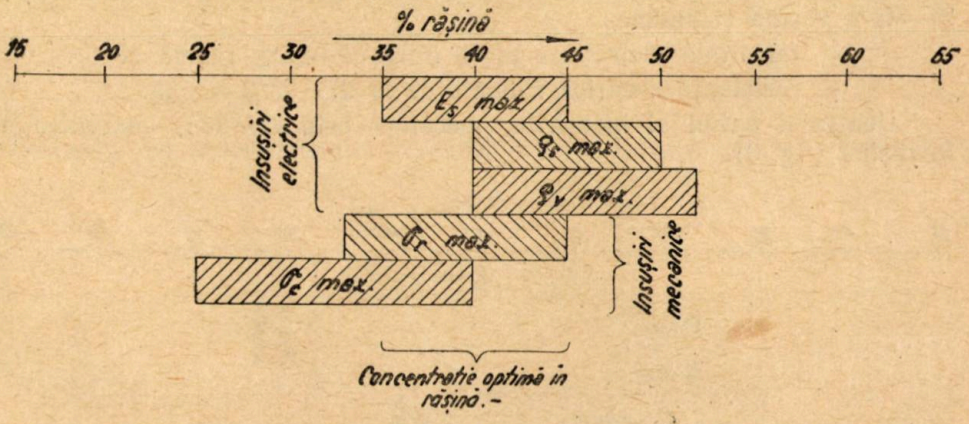
a) Problemele de nomenclatură introduse în lucrare şi anume: volocnit pentru masele plastice cu liant răşină fenol-formaldehidică şi masă fibroasă bumbac, asbestit la acelea cu masa fibroasă asbest, asbovolocnit la masele plastice cu material fibros asbest şi bumbac şi noţiunea de sistem a maselor plastice, adică totalitatea maselor plastice cu aceleaşi componente, însă în concentraţii diferite, le consider utile căci delimitează precis conţinutul şi înlătură eventualele confuzii.

b) Masele plastice din sistemul volocnit prezintă atît din punct de vedere electric cît şi din acela mecanic, însuşiri optime pentru concentraţia în răşină de la 35—45% şi anume:

— din punct de vedere electric de la 40—45% răşină

— din punct de vedere mecanic de la 35—40% răşină.

Volocnitul cu 40% răşină întruneşte cele mai bune însuşiri şi electrice şi mecanice (fig. 6).



Insuşiri maxime ale volocnitului.

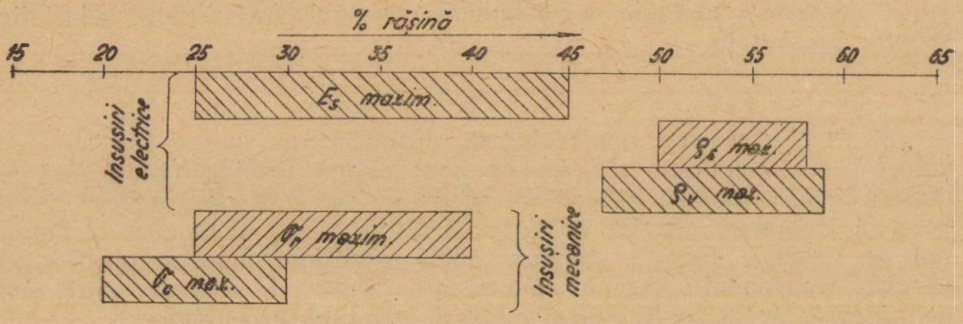
Fig. 6. Insuşirile maxime ale volocnitului ca funcţie de concentraţia în răşină a sistemului

c) Masele plastice din sistemul asbestit nu întrunesc într-un singur interval de concentraţie în răşină şi însuşirile electrice şi cele mecanice.

Insuşiri electrice optime le prezintă sistemul asbestit pentru concentraţia în răşină de la 25—58%, diferenţiat însă căci rigiditatea die-

lectrică bună apare între 30—40% răşină şi rezistenţă electrică superioară de la 50—58% răşină.

Însuşirile mecanice optime ale asbestitului se găsesc numai între 25—30% răşină (fig. 7).



Insuşiri maxime ale asbestitului. -

Fig. 7. Insuşirile maxime ale asbestitului ca funcţie de concentraţia în răşină a sistemului

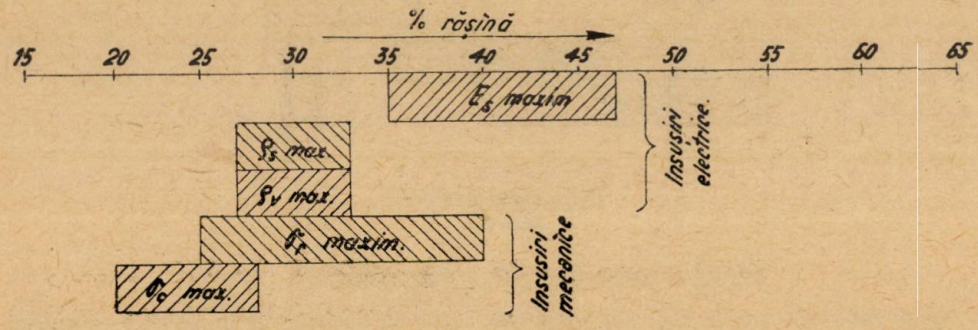
d) Masele plastice din sistemul asbo-volocnit, ca şi acelea din sistemul asbestit, nu întrunesc într-un singur interval de concentraţie în răşină toate însuşirile.

Însuşiri electrice optime se întîlnesc în intervalul de concentraţie 27—47% răşină şi anume:

— rigiditate dielectrică mare între 35—45% răşină şi

— rezistenţă electrică ridicată de la 27—33% răşină.

Domeniul optim al însuşirilor mecanice este 25—28% concentraţie în răşină (fig. 8).



Insuşiri maxime ale asbovolocnitului. -

Fig. 8. Insuşirile maxime ale asbo-volocnitului ca funcţie de concentraţia în răşină a sistemului

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАД ВОЛОКНИТНЫМИ СИСТЕМАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа содержит подробные исследования проведенные над механическими и электрическими свойствами пластических масс на основе фенольформальдегидовых смоль с волокнистым заполняющим веществом. Вводятся новые понятия : волокнит азбестит и азбоволокнит, а также адаптация понятия системы к пластмассам.

По результатам измерений устанавливается оптимальная концентрация пластмасс в смолах для получения найлучших свойств, затем сопоставляются качества различных платстмассовых систем, уточняя оптимальную область применения в зависимости от преследуемой цели.

ETUDE THÉORIQUE ET EXPÉRIMENTALE DES SYSTÈMES DE VOLOCNITE

(RÉSUMÉ)

L'auteur fait une étude détaillée des propriétés mécaniques et eléctriques des plastiques à base de résine phénol-formaldehydique et à l'armature fibreuse.

On introduit des notions nouvelles comme celles de : volocnite, asbestite et asbovolocnite et l'on adapte la notion de système aux matières plastiques.

A partir des résultats obtenus à l'aide des mesures on précise la teneur optima en résine des matières plastiques, qui est nécésaire pour obtenir des propriétés maximales. Suit la comparaison cantitative des différents systèmes de matières plastiques. On recommande le domaine d'application en fonction du but à atteindre.

BIBLIOGRAFIE

1. I. S. Pik, A. N. Levin, *Bazele fabricării produselor din mase plastice*. E. T. 1957.
2. A. Nanu, Nascitul un nou dielectric pentru joantă de şină. Bul. I.P.T. 1957.
3. F. G. Dvoreţki, *Mase plastice în construcţia de maşini*. E. T. 1957.

PROBLEME ACTUALE PRIVIND INTRODUCEREA ÎN PĂMÎNT, A PILOȚILOR ȘI PALPLANȘELOR FOLOSIND METODA VIBRAȚIILOR

DE

M. PAUNESCU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Introducerea piloților și palplanșelor în pămînt pentru executarea diverselor lucrări de construcții s-a făcut din timpuri străvechi, bazîndu-se pe tehnologia baterii simple, folosind diverse ciocane de batere. Primele experiențe de laborator asupra introducerii și extragerii cu ajutorul vibrațiilor verticale s-au făcut la Institutul Unional de Cercetări Științifice pentru Baze și Fundații din Moscova în anul 1935. În anul 1937 se folosește metoda vibrațiilor pentru extragerea dintr-un nisip argilos a unor grinzi lungi de 17 m. Cu această ocazie a rezultat că frecarea laterală între corp și teren se reduce considerabil în procesul de vibrare și anume la 3 tone, în timp ce fără vibrații erau necesare 80 tone.

Pe baza concluziilor trase s-a dezvoltat teoria procesului de înfigere în sol cu ajutorul vibrațiilor permițînd ca la sfîrșitul anului 1949 să se realizeze pentru prima dată în practica mondială de construcții, construirea prin vibrare a unui batardou celular (șantierul hidrocentralei din Gorki).

Introducerea în pămînt a piloților și palplanșelor folosind metoda vibrațiilor comportă două feluri de probleme :

I. O problemă de mecanizare și construire a instalațiilor, adică vibratorul, necesarul de energie, durabilitatea mecanismelor și motoarelor folosite, posibilitatea de reglare a vibrațiilor, alcătuirea îmbinărilor între vibrator și obiect, o manipulare rapidă și ușoară a aparatului, etc.

II. O problemă de cercetare științifică asupra fenomenelor geotehnice, asupra comportării pămînturilor sub efectul vibrațiilor, modificarea caracteristicilor geotehnice, viteza de scufundare, etc.

I. *Mecanizarea și construirea instalațiilor.*

Odată cu apariția metodei vibrațiilor s-a pus problema de a găsi vibratoarele cele mai indicate, în scopul îndeplinirii următoarelor calități : să fie ușor de manipulat, să fie rezistente, să aibă consum mic de energie, să fie folosite atît la introducere cît și la scoatere, să aibă productivitate mare și să poată fi adoptate în diverse situații, funcție de natura elementului în care se înfige. Dintre utilajele folosite și care au dat rezultate

bune în exploatare, amintim vibratoarele : BT—5, BT—12, 100, 104, VPP2, VP precum şi vibrosoneta VT3, fabricate în URSS.

II. *Problema cercetării ştiinţifice asupra folosirii metodei vibraţiilor, care poate fi împărţită astfel :*

Partea I-a. — Determinarea dependenţei dintre amplitudinea oscilaţiilor verticale forţate şi libere ale elementelor înfipte şi extrase din sol, precum şi puterea care se consumă pentru menţinerea oscilaţiilor, faţă de caracteristicile vibratorului (momentul excentricilor, turaţie, greutate) caracteristicile elementului de înfipt sau extras (greutate, lungime precum şi forma secţiunii transversale), adîncimea de înfigere şi caracteristicile solului.

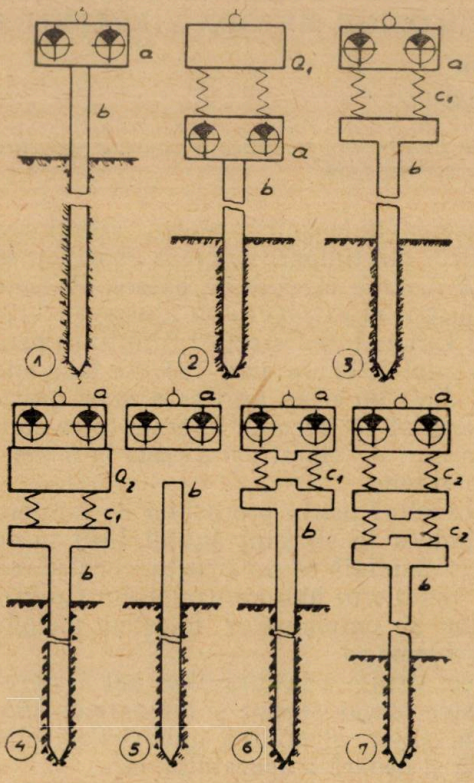


Fig. 1. Scheme de prindere a vibratorului de pilot :
a – vibratorul ; *b* – pilotul ; c_1, c_2 – resoarte ; Q_1, Q_2 – sarcini.

Referitor la schemele raţionale de înfigere prin vibraţii vom prezenta schemele folosite în prezent :

Schema nr. 1. Vibratorul fixat rigid de elementul ce se înfige.

Schema nr. 2. Vibratorul fixat rigid de elementul ce se înfige, iar pe el se leagă prin arcuri flexibile o sarcină suplimentară.

Schema nr. 3. Vibratorul se fixează de elementul de înfipt prin arcuri.

Schema nr. 4. Un vibrator mic se fixează în mod rigid de o greutate relativ mare, apoi tot sistemul se prinde de cap prin arcuri.

Schema nr. 5. Vibratorul instalat liber pe capul pilotului şi ţinut de o macara în procesul de înfigere.

Schema nr. 6, propusă de S. A. Taplin, constă în faptul că vibratorul e fixat pe arcuri, iar ciocanul său transmite loviturile unei nicovale fixată rigid pe pilot. Acest sistem permite să se producă simultan oscilaţii şi şocuri.

Schema nr. 7. Pentru a se exclude într-o măsură însemnată influenţa şocurilor asupra vibratorului, între nicovală şi vibrator se intercalează o masă specială prinsă elastic şi de nicovală şi de vibrator.

După cum s-a arătat schemele folosite în prezent sînt numeroase, unele dintre ele fiind studiate atît teoretic cît şi practic. Pentru viitor la noi în ţară se impune adaptarea schemelor celor mai corespunzătoare, studierea lor teoretică şi introducerea lor în practică.

Dacă din punct de vedere tehnic prin metoda vibraţiilor se rezolvă probleme care altfel în mod practic sînt uneori nerezolvabile, metoda vibraţiilor aplicată la introducerea piloţilor şi palplanşelor în pămînt prezintă mari avantaje economice, lucru de mare importanţă. Astfel după datele şantierului din Kuibîşev costul scufundării unui metru de palplanşă de oţel cu vibratorul BT5 ajutat de o macara escavator a fost de 2,5 ruble, iar pentru o sonetă de metal cu ciocan cu acţiune dublă de tip SSSM—742 a fost de 4,35 ruble, rezultînd o scumpire prin batere cu soneta de 74 %. De asemeni pe şantierul hidrocentralei de la Stalingrad s-au introdus cu vibratorul VPP2 peste 33 500 tone de palplanşe în straturi de nisip şi pietriş pe adîncimi variind între 6—20 m. Durata unui ciclu mediu a fost de 22,5 minute pentru viteza medie de scufundare de 2,6 m/min. Cantitatea pe un muncitor într-un schimb a fost de 1,75 tone/schimb, iar debitul de energie electrică pentru funcţionarea vibratorului şi macaralei pe o tonă de palplanşă a fost de 3,5 kW oră, ceea ce înseamnă că vibratorul consumă de cca 4 ori mai puţină energie electrică decît ciocanul de la sonetă şi crează o economie la salarii de 46 %. Ţinînd seama de avantajele prezentate de metoda vibraţiilor la introducerea piloţilor şi palplanşelor în pămînt, lucru ce s-a încercat a fi exemplificat prin materialul prezentat ne-am propus să facem o cercetare minuţioasă în acest domeniu, pentru a contribui astfel la introducerea cît mai curînd posibil a acestei metode noi de lucru în practica inginerească de la noi din ţară.

În acest sens pe baza documentaţiei făcute, prezentăm mai jos un material centralizat şi sistematizat pe genuri de lucrări, care poate sta la baza proiectării prototipurilor de vibratoare.

Tabela 1

Caracteristicile tehnice necesare vibratoarelor pentru diverse scopuri de producţie

Elementul de scufundat, caracteristicile sale şi adîncimea de scufundare	Caracteristicile tehnice necesare pentru vibratorul cu care se pot scufunda					Timpul vibratorului ce poate fi folosit
	Putere kW	Mon. exc. kg. cm.	Tur. exc. rot/min	Forţa perturbatoare tone	Greutatea totală a vibratorului tone	
1	2	3	4	5	6	7
1. Palplanşe						
a) metalice, scufundare 8—12 m . .	28	800—1 000	1 500	25	2,20	VPP2
b) metalice, scufundare 12—14 m . .	30—40	800—1 000	1 500	25	2,30	VPP2
c) lemn, scufundare 10 m	5	60—100	1 500	1,5	0,20	VPM1
2. Piloţi						
a) lemn ∅=25 cm, lg=12 m . . .	28	500	1 500	13	2,00	VPP4
b) beton armat 35/35 cm, lg=7,5 m .	60	9 000	420	17,5	4,60	VP1
c) beton armat 40/40 cm, lg=9,5 m .	100	16 000	800	42,5	7,50	VP3
3. Tuburi metalice (necesare la executarea piloţilor de nisip)						
lg=6—8 m, ∅=325 mm	28	4 000	700	22	1,50	102

Tabela 1 (continuare)

1	2	3	4	5	6	7
4. Piese grele						
a) tuburi de beton armat introduse prin vibrare și forare cu burghiul						
∅ = 1 550 mm, lg = 18 m	155	25 000	400	42	7,50	VP3
∅ = 3 000 mm, lg = 18 m	155	35 000	450	90	12	VP4
∅ = 5 000 mm, lg = 16 m	5 200	38 000	500	120	12	VP5
b) tuburi de beton armat introduse prin vibrare și spălare cu jet de apă						
∅ = 1 550 mm, adînc 35 m . . .	155	35 000	400	90	1,5	VP3
∅ = 3 000 mm, adînc 23 m . . .	155	38 000	450	120	12	VP4

Tabelul prezentat se bazează pe calculele noastre precum și pe datele experimentale publicate de cercetătorii sovietici, experiențe făcute în genere în terenuri nisipoase saturate cu apă, ele nefiind experimentate de autor în condițiile terenurilor noastre.

Pentru verificarea concluziilor teoretice în mod experimental s-a conceput un vibrator cu posibilități multiple de variere a turației, momente cinetice, greutate, etc.

СОВРЕМЕННЫЕ ЗАДАЧИ ПО ПОГРУЖЕНИЮ В ГРУНТ СВАЙ И ШПУНТА МЕТОДОМ ВИБРАЦИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе рассматриваются современные задачи в связи с погружением в грунт свай и шпунта вибрационным методом.

Излагаются технико-экономические преимущества, а так же методы крепления вибраторов к элементу. Материалы содержат сводную таблицу, которую автор предлагает интересующимся и из которой видны технические характеристики вибраторов для различных работ (сваи, шпунт, трубы и т. д.).

PROBLÈMES ACTUELS CONCERNANT L'INTRODUCTION DES PILOTES ET DES PALPLANCHES DANS LE SOL EN EMPLOYANT LA MÉTHODE DE VIBRATIONS

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présent les problèmes actuels concernant l'introduction des pilotes et des palplanches dans le sol par la méthode de vibrations.

On a analysé les avantages techniques-économiques et on a esquissé les méthodes de fixation des vibrateurs à l'élément qui s'enfonce. L'auteur met à la disposition des intéressés un tableau centralisateur, concernant les caractéristiques techniques du vibrateur, nécéssaires pour effectuer les diverses catégories de travaux (pilotes, palplanches, tubes, etc.)

BIBLIOGRAFIE

1. D. D. Barkan, Experimentalnîe issledovania v grunt svai spunta i trub. Mehanizația stroitelstva, nr. 10, 1952, p. 19.
2. D. D. Barkan, Experimentalnîe issledovania iz grunta vibratoram B.T. 12, spunta trub, svoi. Vibrații osnovanii i fundamentov, sbornik nr. 22, 1953, p. 4.
3. D. D. Barkan, Dve serii experimentalnîh issledovanii i pogrujenie spunta vîsokociastatnîh vibratoram B.T. 5 v proizvodstvennîh usloviah. Vibrații osnovanii i fundamentov, sbornik nr. 22, 1953, p. 25.
4. D. D. Barkan, Sovremennie zadaci v oblasti vibropogrujenie svoi i spunta: Dinamika gruntov, sbornik nr. 27, 1955, p. 4.
5. D. D. Barkan și P. R. Tikunov, Nekrotorîe dannîe o pogrujenii metaliceskovo vibrometodam. Dinamika gruntov, sbornik nr. 27, 1955, p. 12.
6. N. A. Preobrajenskaia, Experimentalnîe issledovania vibropogrujenia svai i spunta. Dinamika gruntov, sbornik nr. 27, 1955, p. 48.
7. N. A. Preobrajenskaia, Izlecenie spunta iz iacestvoi peremîciki na Gorkovghestroe pripomosci vibrirovania. Dinamika gruntov, sbornik nr. 32, 1958, p. 104.
8. N. A. Preobrajenskaia, Experimentalnîe dannîe o pogrujenia i izvlecenia spunta i svai vibrirovaniem v pescianîh gruntah. Dinamika gruntov, sbornik nr. 32, 1958, p. 104.
9. Wang Chu. Chien, Rohrpfähle und Rohrsäulen aus Stahlbetonfertigteilen. Die Montagebauweise mit Stahlbetonfertigteilen im Industrie und Wohnungsbau. Internationaler Kongress 1957 auf der Technischen Hochschule Dresden. VEB Verlag Technik, Berlin, 1958.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

STÎLPI PENTRU LINII AERIENE DIN BETON PRECOMPRIMAT

DE

AVRAM N. CONSTANTIN şi PESCARU ION

Comunicare prezentată la a VII-a sesiune ştiinţifică a Institutului Politehnic Timişoara, din 28—29 noiembrie 1959.

1. GENERALITAŢI

Prezentul studiu teoretic şi experimental face parte din tema generală „Elemente liniare din beton precomprimat cu armătură aderentă" şi are la bază un proiect întocmit de noi în 1955; studiul a fost elaborat de catedra de Beton Armat IPT şi ISCAS, Secţia de Cercetări Timişoara, în laboratorul comun de Beton Armat.

Primul studiu s-a referit la scînduri precomprimate folosite pentru planşee mixte [1], iar cel de al treilea şi al patrulea — în curs de efectuare — se referă la grinzi dublu T pentru planşee şi la ceramică precomprimată pentru planşee.

Stîlpii pentru linii aeriene din beton precomprimat reprezintă pentru sectoarele energetic şi de telecomunicaţii o soluţie foarte eficientă: consumuri specifice minime de materiale, eliminarea materialelor deficitare, durabilitate mare cu întreţinere minimă, preţ de cost minim. În anul 1959 asemenea stîlpi au fost tipizaţi de IPCT şi s-a trecut la producţia lor în serie.

În experimentările efectuate de I.P.C.M.C. Bucureşti s-au folosit, pentru armare, sîrme SBP de ∅ 2,5 şi 3 mm, împletite cîte 2 sau 3; prin aceasta se concentrează armătura şi se sporeşte aderenţa, dar rezistenţa de rupere a sîrmelor se micşorează cu 5—7% prin împletire.

Experimentarea noastră a căutat să verifice posibilitatea de folosire a sîrmelor de Ø 5 mm — drepte sau ondulate — ca armătură preîntinsă aderentă. Prin ondulare, rezistenţa sîrmelor scade cu 14—15% pentru semiunde de 10 mm lungime şi 0,7—0,8 mm săgeată (cazul stîlpilor experimentaţi de noi) şi cu 5—7% pentru semiunde de aceeaşi lungime şi 0,4—0,5 mm săgeată (cazul ceramicii precomprimate experimentate de noi). Ondularea se execută însă numai spre capetele elementelor pe lungimi de 150—250 ∅, aşa încît în zonele centrale cu eforturi maxime sîrmele îşi păstrează întreaga lor rezistenţă.

2. MATERIALE FOLOSITE

Betonul a avut următoarea compoziţie: nisip 0—3 mm (565 kg), criblură de concasaj 3—7 mm (390 kg), piatră spartă 7—15 mm (930 kg), 450 kg/m³ ciment P400 şi 180 l apă. Îndesarea s-a făcut prin vibrare. S-au obţinut următoarele caracteristici:

Vîrsta	15 zile	55 zile	1 an
R_b (cuburi 20 cm)	270	409	730 kg/cm²
E_b:	330 000	380 000	450 000 „

Armătura pretensionată: sîrmă SBP Ø 5 mm cu $\sigma_r = 14000$ kg/cm² şi $E_a = 1\,800\,000$ kg/cm². Etrierii: sîrmă moale Ø 3 mm.

3. EXECUTAREA STILPILOR EXPERIMENTALI

Stîlpul are o lungime totală de 9,30 m şi secţiune dublu T simetrică, cu armarea şi celelalte dimensiuni din fig. 1. Un stîlp necesită 0,391 m³ beton, 34 kg oţel-carbon SBP şi cîntăreşte aproximativ 1 t.

In total s-au confecţionat deodată (la 31 oct. 1958) 5 stîlpi pe pista experimentală de 50 m lungime proiectată în cadrul laboratorului (fig. 2) şi anume:

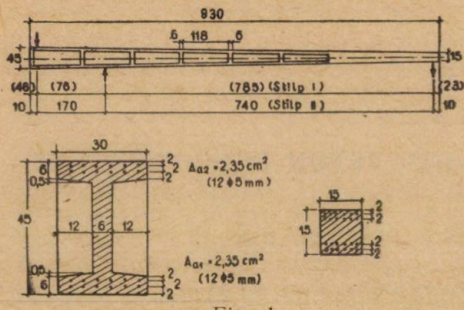


Fig. 1.

— *stîlpul I* (încercat la 55 zile): fără etriei şi cu sîrmele SBP ondulate la capete pe 1,20 m lungime;

— *stîlpul II* (încercat la 1 an): fără etrieri şi cu sîrmele SBP drepte;

— *stîlpul III* (încercat la 1 an): cu etrieri ∅ 3 mm în dreptul membranelor (unde secţiunea este dreptunghiulară) şi sîrmele SBP ondulate la capete pe 1,20 m lungime;

— *stîlpul IV*: cu etrieri Ø 3 mm la 20 cm interval şi în dreptul membranelor şi cu sîrmele SBP drepte;

— *stîlpul V*: fără etrieri şi cu sîrmele SBP ondulate la capete pe 1,20 m lungime.

Indreptarea sîrmelor din colaci, ondularea lor puternică la capete pentru prinderea în dispozitivele de întindere şi ondularea pe lungimi de 1,20 m pentru stîlpii I, III şi V s-au făcut cu dispozitive proiectate şi executate în laborator (ing. Mazăre Raul).

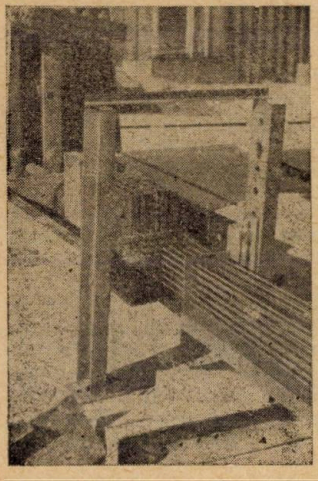


Fig. 2 *a*.

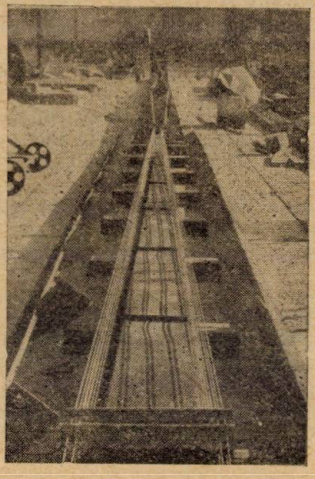


Fig. 2 *b*.

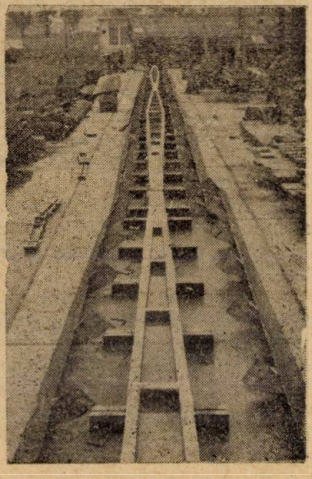


Fig. 2 *c*.

Preîntinderea armăturii s-a făcut de la un capăt cu două prese hidraulice cuplate la aceeaşi pompă de ulei (proiectate şi executate în aceleaşi condiţii), realizîndu-se o forţă totală de 40 t, măsurată la manometru; iniţial, timp de 30 minute, sîrmele au fost întinse la 44 t.

Vibrarea betonului s-a făcut cu previbratoare aplicate pe cofraj şi pe faţa superioară a cofrajelor.

Transferul pretensiunii de la culeele fixe la beton s-a făcut la 15 zile de la betonare tot cu ajutorul preselor hidraulice. Forţa măsurată la manometru a fost de 39,7—40,0 t; rezultă că relaxarea corzilor a fost practic eliminată.

Eforturile unitare de compresiune în beton au fost de 162,5 kg/cm² la capătul superior și 67,5 kg/cm² la capătul inferior.

4. INCERCAREA STILPILOR

Stîlpii I—III au fost încercați în poziție orizontală și supuși la încovoiere în planul paralel cu laturile mari ale secțiunilor transversale.

Fiecare stîlp a fost încastrat la bază între două culei puternice, prin intermediul a două aparate de reazem metalice cu pivot (articulații fixe), și încărcat cu o forță concentrată la vîrf (fig. 1 și 3). Forța s-a realizat cu ajutorul unui troliu manual și s-a măsurat cu un dinamometru de 4 t. Treptele de încărcare au fost de 100 kg, iar cele de descărcare de 200—400 kg.

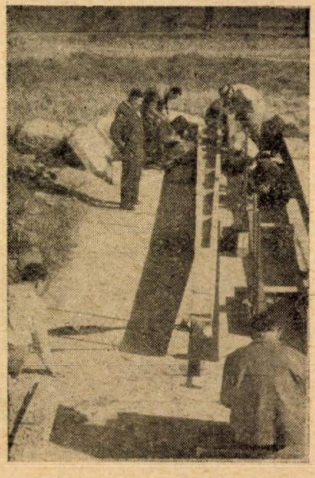


Fig. 3 *a*.

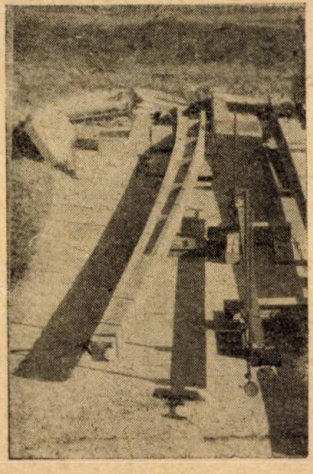


Fig. 3 *b*.

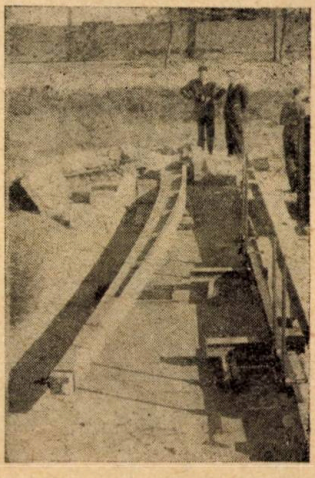


Fig. 3 *c*.

Pentru eliminarea încovoierii din greutate proprie pe cealaltă direcție, s-au introdus sub stîlp reazeme mobile pe orizontală.

In timpul încercărilor s-au măsurat următoarele :

— săgețile la vîrful stîlpului și la mijlocul consolei cu ajutorul a 2 fleximetre Amsler 1/10 mm ;

— rotirea rigidă a stîlpului, pentru corectarea săgeților, cu ajutorul a 2 microcomparatoare 1/100 mm ;

— intrările corzilor în beton la capătul inferior al stîlpului, cu ajutorul microcomparatoarelor 1/100 mm ;

— deformațiile longitudinale ale betonului în regiunea încastrării cu ajutorul tensometrelor tip Huggenberger 1/1 200.

S-au întocmit diagrame săgeți-încărcări, pe baza cărora s-au putut determina mai precis sarcinile de fisurare și refisurare ; sarcinile de rupere au rezultat din citirile pe dinamometru.

Căderile globale de tensiune din contracţia şi curgerea lentă a betonului şi din relaxarea corzilor s-au calculat pe baza momentului încovoietor de refisurare determinat experimental la stîlpul II ; a rezultat $\Delta\sigma = 1\,500$ kg/cm^2.

Stîlpul I s-a rupt prin depăşirea eforturilor unitare principale de întindere σ_1 în secţiunea de încastrare a consolei ($l = 7{,}85$ m ; fig. 4 *a*) ; stîlpul II s-a rupt din încovoiere prin ruperea casantă a armăturii întinse, în secţiunea aflată la 1,915 m de la baza lui ($l = 7{,}285$ m ; fig. 4 *b*), iar stîlpul III tot din încovoiere prin cedarea betonului comprimat, în secţiunea aflată la 1,81 m de la baza lui ($l = 7{,}39$ m ; fig. 4 *c*).

Se expune în detaliu stîlpul II. Calculele s-au făcut conform [5], [2].

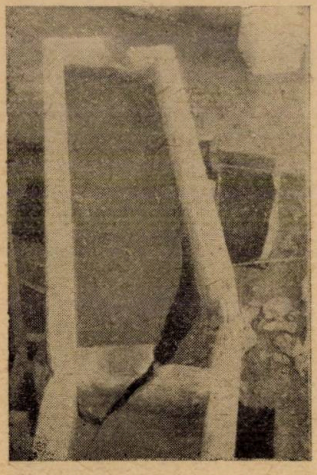


Fig. 4 *a*.

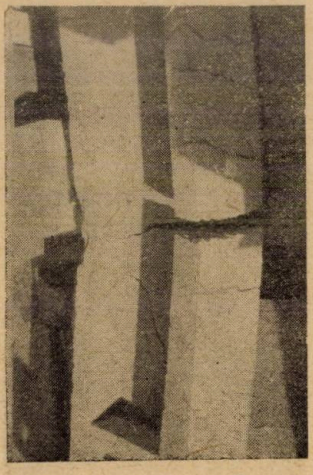


Fig. 4 *b*.

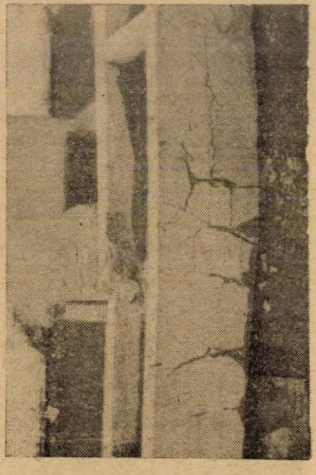


Fig. 4 *c*.

5. STILPUL II.

Apariţia primei fisuri şi ruperea stîlpului în această fisură s-a produs la distanţa de 1,915 m de la bază. Caracteristicile geometrice ale secţiunii de rupere sînt date în fig. 5 ; se observă din figură că, din condiţii de execuţie, secţiunea a rezultat uşor nesimetrică şi cu abateri faţă de dimensiunile din proiect. Avem :

Beton B 730 cu $R_{pr} = 410$ kg/cm^2 ; $R_i = 510$ kg/cm^2 ; $R_t = 40{,}5$ kg/cm^2 ; $E_b = 450\,000$ kg/cm^2.

Sîrme SBP cu $\sigma_r = 14\,000$ kg/cm^2 ; $\sigma_i = 8\,500$ kg/cm^2 ; $E_a = 1\,800\,000$ kg/cm^2 ; $n = E_a/E_b = 4$.

$$A_{a1} = A_{a2} = 2{,}35 \text{ cm}^2 \ (12 \varnothing 5 \text{ mm}) ; \quad A_a = 4{,}70 \text{ cm}^2.$$

$$A_i = 483 + 4 \cdot 4{,}70 = 502 \text{ cm}^2 ; \quad x = 21{,}1 \text{ cm} ; \quad I_i = 122300 \text{ cm}^4 ; \quad W_i = 6\,140 \text{ cm}^3 ;$$

$$W_S = 5790 \text{ cm}^3 ; \quad r_S = W_i/A_i = 12{,}2 \text{ cm} ; \quad r_i = W_S/A_i = 11{,}5 \text{ cm} ;$$

$$\gamma = (S_S + S_i)/W_i = W_{pl}/W_i = 1{,}2.$$

5.1. Calculul căderilor de tensiune.

Notăm cu $(1-\eta)$ coeficientul pierderilor de tensiune din contracţia şi curgerea lentă a betonului şi din relaxarea armăturii pretensionate, aşa încît $\Delta\sigma=(1-\eta)\,\sigma_i$. Pentru aceasta folosim valoarea momentului încovoietor de refisurare determinată experimental :

$$M'_f=lP'_f=7{,}285\cdot 0{,}5=3{,}6425 \text{ tm}.$$

Secţiunea este solicitată de momentul de refisurare M'_f şi de forţa de precomprimare :

$$\eta N_p=\eta\sigma_i A_a=40\,000\,\eta \text{ kg},$$

aplicată cu o excentricitate $e=1{,}1$ cm faţă de centrul de greutate al secţiunii (fig. 5).

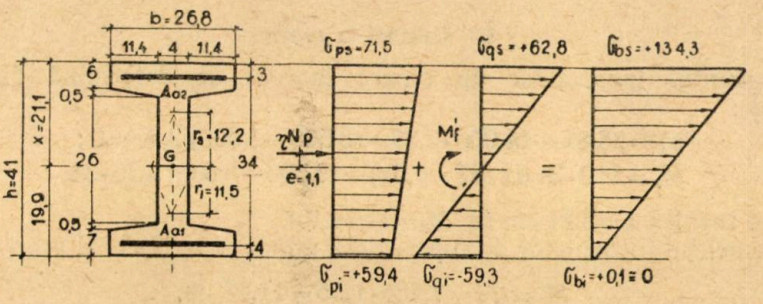


Fig. 5.

In momentul refisurării, efortul unitar în fibra extremă întinsă de beton este nul, adică :

$$\sigma_{bi}=\frac{\eta N_p}{A_i}-\frac{\eta e N_p}{W_i}-\frac{M'_f}{W_i}=\frac{40\,000\,\eta}{502}-\frac{1{,}1\cdot 40\,000\,\eta}{6\,140}-\frac{364\,250}{6\,140}=0,$$

de unde rezultă $\eta\cong 0{,}82$ şi $\Delta\sigma=(1-0{,}82)\,8\,500\cong 1\,500$ kg/cm^2.

Verificarea (cu $\eta N_p=32\,800$ kg) :

$$\sigma_{bi}=\left(\frac{32\,800}{502}-\frac{1{,}1\cdot 32\,800}{6\,140}\right)-\frac{364\,250}{6\,140}=59{,}4-59{,}3=0{,}1\cong 0.$$

La muchia superioară avem :

$$\sigma_{bs}=\left(\frac{32\,800}{502}+\frac{1{,}1\cdot 32\,800}{5\,790}\right)+\frac{364\,250}{5\,790}=71{,}5+62{,}8=134{,}3 \text{ kg/cm}^2.$$

Eforturile unitare în armătură, în momentul refisurării au valorile :

$$\sigma_{ai}\cong\sigma_i-\Delta\sigma-n\sigma_{bi}=8\,500-1\,500-0=7\,000 \text{ kg/cm}^2,$$
$$\sigma_{as}\cong\sigma_i-\Delta\sigma-n\sigma_{bs}=8\,500-1\,500-4\cdot 134{,}3=6\,460 \text{ kg/cm}^2.$$

5.2. Calculul la fisurare

Conform [5], avem :

$$M_F = W_i(\sigma_{pi}+\gamma R_t) = 6\,140(59{,}4+1{,}2\cdot 40{,}5) = 663\,500 \text{ kg/cm} = 6{,}635 \text{ tm}.$$

Momentul încovoietor de fisurare experimental are valoarea :

$$M'_F = lP'_F = 7{,}285\cdot 1{,}0 = 7{,}285 \text{ tm},$$

care este cu 9,8% mai mare decît valoarea teoretică.

Dacă facem calculul conform [11], cu $W_f = 8\,280$ cm^3, avem :

$$M_F = M_0^s + R_t W_f = \eta N_p (r_s - e) + R_t W_f =$$
$$= 32\,800(12{,}2-1{,}1) + 40{,}5\cdot 8\,280 = 699\,700 \text{ kg/cm} = 6{,}997 \text{ tm}.$$

In acest caz rezultă o diferenţă de numai 4,1%.

5.3. Calculul la rupere

Momentul încovoietor de rupere teoretic se determină din ecuaţiile [5] :

$$510\cdot 26{,}8x - 14\,000\cdot 2{,}35 - (8\,500-3\,600)\,2{,}35 = 0;$$
$$M_r = 510\cdot 26{,}8x\,(37-0{,}5x) - (8\,500-3\,600)\,2{,}35\cdot 34,$$

din care rezultă $x = 3{,}24$ cm şi $M_r = 11{,}74$ tm.

Momentul încovoietor de rupere determinat experimental are valoarea :

$$M'_r = lP'_r = 7{,}285\cdot 1{,}55 = 11{,}27 \text{ tm},$$

care este cu 4% mai mică decît valoarea teoretică.

Momentele încovoietoare — teoretice şi experimentale — de fisurare, refisurare şi rupere, pentru stîlpii I—II—III, sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Momentele încovoietoare de fisurare, refisurare şi rupere în tm

Stîlpul	Vîrsta în zile	Fisurare		Refisurare		Rupere		Raportul M'_F/M'_r
		M_F	M'_F	M_f	M'_f	M_r	M'_r	
I	55	6,090	7,160	4,010	3,925	11,310	9,900*)	0,723
II	365	6,635	7 285	3,643	3,643	11,740	11,270	0,647
III	376	6,220	7,690	3,520	3,695	11,820	11,600	0,662

*) Ruperea nu s-a produs din încovoiere, ca la stîlpii II şi III, ci prin depăşirea tensiunii principale de întindere σ_1.

5.4. Calculul săgeţilor

Săgeata teoretică la vîrful stîlpului a fost calculată cu $E_b = 450\,000$ kg/cm^2 şi ţinînd seama de variaţia secţiunii stîlpului. Se dau în tabela 2 şi în fig. 6 săgeţile măsurate pe stîlpul II şi cele calculate (teoretice). Se observă o foarte bună concordanţă între săgeţile experimentale şi cele măsurate la încărcarea 1, la încărcarea 2 pînă la apariţia primei fisuri şi la

încărcarea 3 pînă la reapariția primei fisuri, adică atît timp cît stîlpul se comportă ca un element precomprimat ; în tabela 2 s-au eliminat săgețile

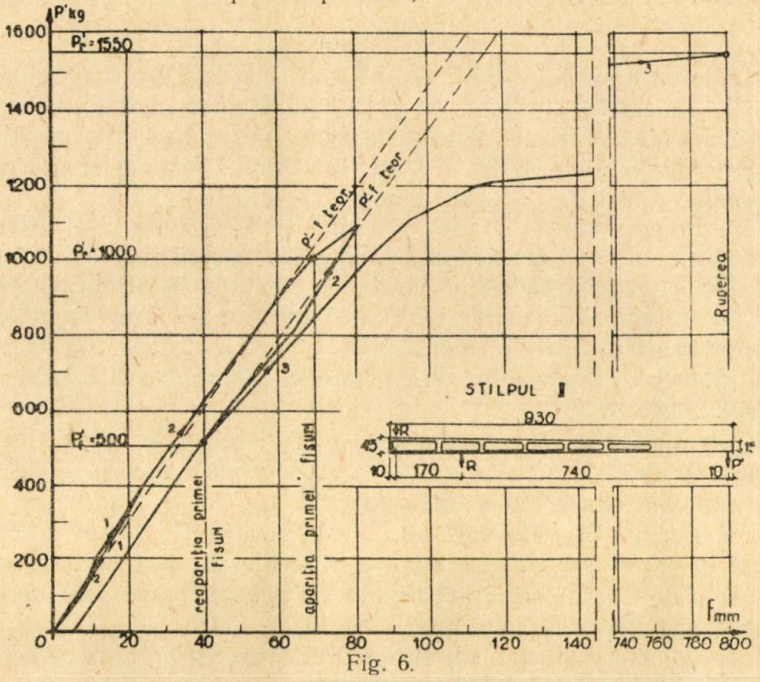


Fig. 6.

Tabela 2

Săgețile la vîrful stîlpului I

Nr.	Forța P în kg	Săgeata f în mm						Observații
		Inc. 1	Desc. 1	Inc. 2	Desc. 2	Inc. 3	Teoretic	
1	0	0,00	0,57	0,00	5,29	0,00	0,00	Deformații remanente :
2	100	7,50	—	6,91	—	—	6,80	— la desc. 1=0,57 mm
3	200	11,94	12,36	11,84	18,82	14,12	13,60	— la desc. 2=5,29 mm
4	300	18,02	—	17,76	—	—	20,40	
5	400	24,95	24,95	24,28	32,22	27,55	27,20	
6	500	—	—	31,34	—	34,61	34,00	Reapare prima fisură la încărcarea 3
7	600	—	—	38,78	—	43,82	40,80	
8	700	—	—	45,56	—	—	47,60	
9	800	—	—	53,19	64,43	60,79	54,40	
10	900	—	—	59,62	—	—	61,20	
11	1000	—	—	68,42	—	79,74	68,00	Apare prima fisură la încărcarea 2
12	1100	—	—	81,03	81,03	89,75	74,80	
13	1200	—	—	—	—	109,86	81,60	
14	1300	—	—	—	—	221,94	88,40	
15	1400	—	—	—	—	403,43	95,20	
16	1550	—	—	—	—	800,00	105,40	Se rupe stîlpul prin ruperea sîrmelor întinse

remanente la descărcare, pentru o comparaţie mai uşoară între valorile măsurate şi cele teoretice.

CONCLUZII

6.1. Aderenţa sîrmelor SBP de $\phi 5$ mm la stîlpii încercaţi a fost foarte bună, atît la sîrmele ondulate, cît şi la cele drepte. În timpul încercărilor nu s-au observat intrări ale corzilor în beton la capătul inferior al stîlpului (beton B400 la 55 zile şi B730 la 1 an ; la stîlpul I forţa tăietoare de rupere între reazeme a fost de 13 t, faţă de 6,8 t la stîlpii II şi III).

Aderenţa corzilor de diametru mare ($\phi 4$—5 mm) mai trebuie studiată în viitor, atît la sarcini statice, cît şi la sarcini repetate.

6.2. Determinarea căderilor totale de tensiune în armătura pretensionată se poate face suficient de exact în laborator pornind de la momentul încovoietor experimental de refisurare.

6.3. Momentul încovoietor de fisurare se calculează mai exact conform [11], decît conform [5].

6.4. Concordanţa între momentele încovoietoare de rupere teoretice şi experimentale este satisfăcătoare (2—4% diferenţe); face excepţie stîlpul I, care s-a rupt din cauza forţei tăietoare.

6.5. Raportul $M'_F/M'_r=0{,}64$—$0{,}72$ este favorabil ; la un coeficient de siguranţă la rupere $c=2{,}1$, corespunde, în medie, un coeficient de siguranţă la fisurare $c_F=1{,}4$, iar deformaţiile din momentul ruperii sînt aproximativ de 10 ori mai mari decît cele din momentul fisurării.

6.6. În domeniul elastic, săgeţile teoretice concordă bine cu cele experimentale ; rezultă că modulul de elasticitate determinat pe baza rezistenţei cubice ($E_b=450\,000$ kg/cm^2) este practic egal cu cel al betonului din stîlp.

6.7. Pentru o producţie în serie a stîlpilor, considerăm necesară ondularea sîrmelor la ambele capete ale stîlpului pe o lungime de cca 200ϕ şi prevederea etrierilor cel puţin la capete şi în dreptul întăriturilor.

6.8. De asemenea este necesar să se folosească cofraje foarte rigide şi bine fixate în timpul vibrării betonului, pentru a se obţine diferenţe minime de dimensiuni faţă de proiect.

СТОЛБЫ ДЛЯ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ИЗ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННОГО БЕТОНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа содержит теоретические и опытные исследования столбов для воздушных линий электроснабжения, выполненных из предварительно напряженного бетона с приставаемой арматурой. Арматура выполняется из твердой стальной проволоки марки SBP 5 мм и $\sigma_p=14000$ кг/см^2 натянутой до $\sigma_i=8500$ кг/см^2 до заливки бетона.

В течении 30 минут поддерживалось напряжение $\sigma'_1=9350$ кг/см^2 при передаче усилия бетону было обнаружено, что расслабление стали было устранено почти полностью.

Снижение напряжений в арматуре вследствие сжатия и медленной текучести бетона и вследствие расслабления стали расчитывалось на основании изгибающего момента для возобновления трещин, определяемого экспериментально; за один год было получено $\Delta\sigma = 1500$ кг/см^2.

Результаты испытаний соответствуют довольно хорошо теоретическим значениям (изгибающие моменты для появления трещин, возобновления трещин и разрыва деформации).

Приставаемость холоднотянутых проволок — прямых и волнистых на протяжении 1,2 м., на концах столбов была безукоризнена до разрыва; во время испытаний не отмечалось скольжения проволок в бетоне на концах столбов.

SUPPORTS POUR LIGNES AÉRIENNES EN BÉTON PRÉCONTRAINT

(RÉSUMÉ)

Le mémoire contient une étude théorique et expérimentale sur les supports pour lignes électriques aériennes en béton précontraint à armature adhérente. L'armature a été réalisée par des fils d'acier dur SBP de $\phi 5$ mm et $\sigma_r = 14\,000$ kg/m^2, tendus à $\sigma_i = 8\,500$ kg/cm^2 avant le coulage du béton. Pendant 30 mn on a maintenu la tension $\sigma'_i = 9\,350$ kg/cm^2; au moment du transfert de l'effort sur le béton on a constaté que la relaxation de l'acier a été presque entièrement éliminée.

Les chutes de tension des aciers dues au retrait et au fluage du béton et à la relaxation de l'armature ont été calculées en partant du moment fléchissant de réfissuration déterminé expérimentalement; à l'âge d'un an on a trouvé $\Delta\sigma = 1\,500$ kg/cm^2.

Les résultats des essais coïncident assez bien avec les valeurs théoriques (moments fléchissants de fissuration, réfissuration et rupture; déformations).

L'adhérence des fils tréfilés — droits ou ondulés aux bouts des supports sur 1,20 m de longueur — a été parfaite jusqu'à la rupture; pendant les essais on n'a pas signalé des glisements des fils dans le béton aux bouts des supports.

BIBLIOGRAFIE

1. N. C-tin Avram şi I. Pescaru, Elemente mixte de planşeu din beton şi beton precomprimat (Bul. Ştiinţ. şi Tehn. al Inst. Politehnic Timişoara, Tomul 2 (16), fasc. 2, 1957).
2. N. C-tin Avram, D. A. Caracostea ş.a., *Manual pentru calculul construcţiilor*, Sec. XIII, cap. V (Bucureşti, Ed. Tehnică, 1959).
3. Şt. Bălan, Stîlpi din beton armat (Bucureşti, Rev. AGIR, nr. 2, 1949).
4. I. Böröcz, *Feszitett betonszerkeztek*. Vol. II (Budapest, 1953).
5. C.S.A.C. *Normativ pentru proiectarea elementelor din beton precomprimat la construcţii civile şi industriale*, 63.158-55 (Bucureşti, Ed. Tehnică, 1956).
6. N. Gheorghiu şi W. Martan, Linii pentru transportul energiei electrice cu suporţi din beton centrifugat (Bucureşti, Rev. Energetică şi Hidrotehnică, nr. 3, 1955).

7. D. M. Hangan, *Betonul Armat. Construcţii industriale* (Bucureşti, Ed. Tehnică, 1958).
8. E. Hoyer, *Der Stahlseitenbeton.* Band I (Berlin, Otto Elsner, 1939).
9. * * * , *Instrucţiuni pentru proiectarea elementelor de construcţii din beton precomprimat* — I-148-52 (trad. din l. rusă, Bucureşti, ESAC, 1954).
10. * * * , *Instrukţia po proectirovaniiu predvaritelno napriajennih jelejobetonnih konstrukţii* — SN 10-57 (Moskva, Gosstroiizdat, 1958).
11. I.P.C.M.C., *Anteproiect de normativ pentru proiectarea elementelor din beton precomprimat la construcţii civile şi industriale* (Bucureşti, 1959).
12. V. Nicolau ş. a., *Betonul precomprimat* (Bucureşti, Ed. Acad. R.P.R., 1955).
13. M. Ritter et P. Lardy, *Le béton précontraint* (Paris, Dunod, 1948).
14. K. V. Sahnovski, *Construcţii de beton armat.* Voll. II (trad. din l. rusă, Bucureşti, ESAC, 1954).

MĂSURA REZISTENȚEI LA OBOSEALĂ ÎN CAZUL SOLICITĂRILOR VARIABILE BIAXIALE

DE

D. MATEESCU și D. ROȘU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

În cazul solicitărilor variabile, care acționează după o singură direcție, măsura rezistenței la oboseală este chiar limita maximă a solicitării σ_s, la care, pentru numărul de repetiții prescris, epruveta încă nu s-a rupt, dar care ar produce ruperea epruvetei în cazul unei creșteri mici a solicitării. Această limită maximă este în funcție și de limita minimă σ_i între care variază solicitarea.

Variația rezistenței la oboseală $\sigma_{ob}=\sigma_s$ poate să fie reprezentată în funcție de raportul de asimetrie al solicitării $r=\frac{\sigma_i}{\sigma_s}$. Se obțin diagrame de tipul celei arătate în figura 1.

Punctele importante ale acestei diagrame și care ușor pot fi determinate prin încercări de laborator, sînt :

pentru $r=1$ $\sigma_{+1}=\sigma_r=$ rezistența la rupere în cazul încărcării statice.
pentru $r=0$ $\sigma_0=$ rezistența la oboseală în regim pulsator.
pentru $r=-1$ $\sigma_{-1}=$ rezistența la oboseală în regim alternant simetric.

Pentru necesitățile practicei aceste diagrame sînt linearizate și plafonate cu valoarea corespunzătoare limitei de curgere a materialului respectiv.

În practica inginerească se întîlnesc însă numeroase cazuri cînd solicitările variabile acționează după două sau trei direcții. Pentru astfel de cazuri de solicitare, nu este determinată o mărime care să definească comportarea la oboseală a materialului. Sînt studiate cî-

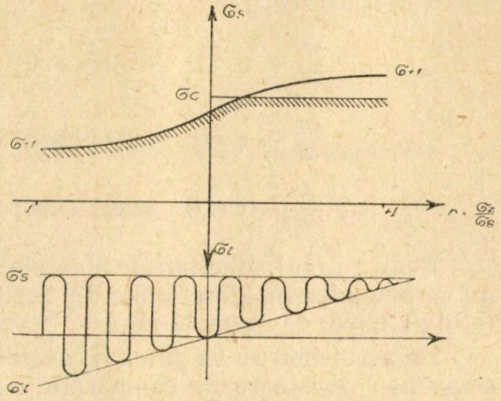


Fig. 1.

teva cazuri de solicitări compuse şi pentru fiecare caz în parte este stabilită o mărime de comparaţie. De exemplu este studiat de Prof. I. A. Oding, membru corespondent al Academiei de ştiinţe U.R.S.S., cazul solicitării variabile, cu aceeaşi frecvenţă şi fără deplasare de fază, compusă dintr-o solicitare axială σ şi o solicitare de răsucire τ.

În această lucrare ne ocupăm de cazul unei solicitări biaxiale

$$\begin{aligned} \sigma_x &= a + \sigma \sin k\alpha \\ \sigma_\varphi &= 2a = \text{const.} \\ \tau_{x\varphi} &= 0 \end{aligned} \tag{1}$$

caz care poate fi uşor realizat în laborator printr-o epruvetă tubulară supusă la o presiune interioară constantă şi la o încovoiere alternantă, cu moment de încovoiere constant. Cele două tensiuni σ_x şi σ_φ sînt rezistenţe principale. Tensiunea după direcţia φ este constantă şi egală cu :

$$\sigma_\varphi = \frac{p \cdot r}{t} . \tag{2}$$

Tensiunea după direcţia x este egală cu :

$$\sigma_x = \frac{pr}{2t} + \sigma \sin k\alpha \tag{3}$$

şi variază între limitele :

$$\begin{aligned} \sigma_{xs} &= \frac{pr}{2t} + \sigma \\ \sigma_{xi} &= \frac{pr}{2t} - \sigma \end{aligned} \tag{4}$$

σ reprezentînd solicitarea maximă din încovoiere. Mărimea raportului de asimetrie σ_{xi}/σ_{xs} şi deci felul ciclului depinde de valoarea diferenţei între efectul presiunii interioare şi a încovoierii.

Astfel pentru :

$\frac{pr}{2t} - \sigma > 0$ avem cazul ciclurilor oscilante,

$\frac{pr}{2t} - \sigma = 0$ avem cazul ciclului pulsator,

$\frac{pr}{2t} - \sigma < 0$ avem cazul ciclurilor alternante.

Pentru cazul solicitărilor biaxiale ca măsură a rezistenţei la oboseală nu va putea fi considerată una din rezistenţele principale decît în cazuri cu totul extreme, de exemplu cînd $\sigma_x \gg \sigma_\varphi$.

De asemenea nu va putea fi considerată ca măsură a rezistenţei la oboseală nici rezistenţa de comparaţie stabilită din condiţia ipotezei valorii constante a energiei de modificare a formei, mărime care defineşte limita

maximă a solicitării în cazul încărcărilor statice pentru ori care stare de tensiune.

În cazul nostru vom avea :

$$\sigma_{comp} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_\varphi^2 - \sigma_x \sigma_\varphi}$$
$$= \sqrt{(a+\sigma \sin k\alpha)^2 + 4a^2 - 2a(a+\sigma \sin k\alpha)} \qquad (5)$$
$$= \sqrt{3a^2 + \sigma^2 \sin^2 k\alpha}$$

și deci această mărime σ_{comp} nu este influențată de schimbarea de semn a solicitării alternante și nu prinde așa dar fenomenul de oboseală.

Pentru a prinde acest fenomen și pentru a putea urmări influența solicitărilor variabile biaxiale asupra rezistenței la oboseală, în laboratorul catedrei de Construcții Metalice de la Institutul Politehnic Timișoara, pe o mașină special construită în acest scop (fig. 2) au fost începute o serie de încercări pe epruvete cu dimensiunile arătate în schița 3.

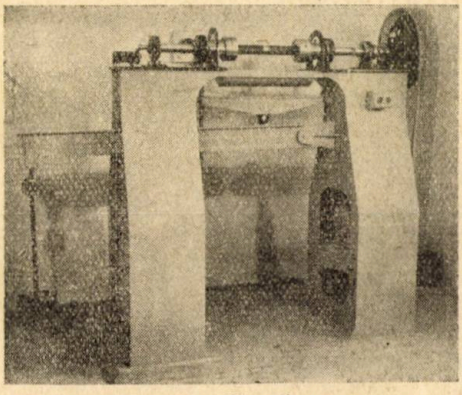


Fig. 2.

Materialul din care au fost confecționate aceste epruvete a fost OLT. 35 (STAS 405-56) cu următoarele caracteristici mecanice :

$\sigma_c = 2\,300$ kg/cm^2,
$\sigma_r = 3\,600$ kg/cm^2,
$\delta = 22{,}5\%$.

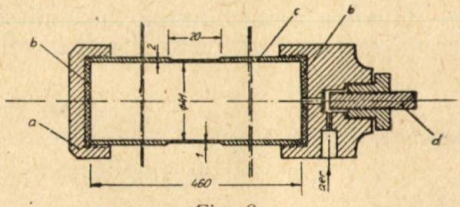


Fig. 3.

Luînd ca bază numărul de repetiții de 2×10^6 ; au fost determinate încărcările care cu presiunile interioare $p = 0$; 20 ; 50 și 75 atmosfere, au produs ruperea prin oboseală a epruvetei.

În tabela 1 și diagrama din fig. 4 sînt date solicitările corespunzătoare acestor încărcări

Tabela 1

Nr. crt	Presiune interioară p atm.	Rezistențe efective			Rezistențe idealizate			Rezistență echivalentă	Coeficient α
		σ_{xs}	σ_{xi}	σ_φ	σ_{xs}	σ_{xi}	σ_φ	σ_e	
1	0	+1000	−1000	0	+1000	−1000	0	±1000	0
2	20	+1170	−830	340	+1173	−827	346	±1083	0,240
3	50	+1350	−500	850	+1433	−567	866	±1197	0,227
4	75	+1560	−290	1270	+1650	−350	1300	±1284	0,218

Din diagramă se vede uşor că punctele corespunzătoare limitelor superioare şi inferioare se situează destul de aproape de valorile corespunzătoare unei variaţii liniare a acestora, în funcţie de presiunea interioară p.

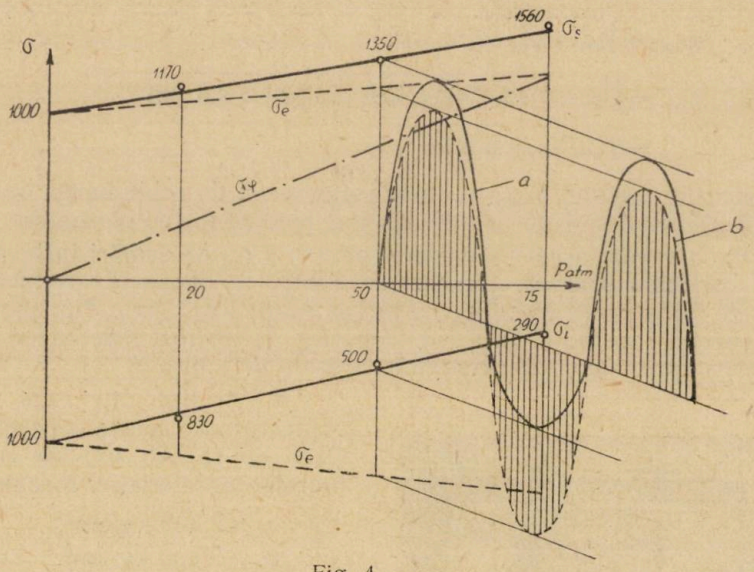


Fig. 4.

Pentru determinarea măsurii de comparaţie s-a găsit pentru fiecare ciclu asimetric un ciclu simetric echivalent, din relaţia

$$\sigma_{echiv} = \sqrt{\sigma_v^2 + \sigma_v \sigma_m} \tag{6}$$

unde :

σ_v amplitudinea eforturilor unitare (7)

şi

σ_m efortul unitar mediu (8)

care înlocuindu-le în (6) rezultă

$$\sigma_{echiv} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sigma_{xs}^2 - \sigma_{xs}\sigma_{xi}}. \tag{9}$$

În tabela 1 sînt trecute valorile idealizate σ_{xs}, σ_{xi}, valorile ciclului simetric echivalent şi valorile corespunzătoare σ_φ.

Din acest tabel *rezultă că prezenţa efortului inelar* σ_φ *are o influenţă favorabilă asupra comportării la oboseală.*

Măsura de comparaţie se poate scrie simplu de forma :

$$\sigma_{comp} = \sigma_{echiv} - \alpha \sigma_\varphi \leqq \sigma_{-1} \tag{10}$$

unde — α — este un coeficient rezultat din încercările efectuate.

În tabela 1 sînt trecute valorile coeficientului α astfel ca la limită condiția (10) să fie îndeplinită, adică

$$\sigma_{echiv} - \alpha\sigma_{\varphi} = \sigma_{-1} = 1\,000 \text{ kg/cm}^2 \tag{11}$$

rezultînd, după cum se vede, valori aproximativ egale pentru α pentru diferite presiuni p.

Admițînd pentru α valoarea medie de 0,23, măsura de comparație poate fi calculată din :

$$\sigma_{comp} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sigma_{xs}^2 - \sigma_{xs}\sigma_{xi}} - 0{,}23\,\sigma_{\varphi} \tag{12}$$

sau înlocuind

$$\frac{\sigma_{xi}}{\sigma_{xs}} = \gamma \tag{13}$$

și ordonînd

$$\sigma_{comp} = \frac{\sigma_{xs}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 - r} - 0{,}23\,\sigma_{\varphi} \tag{14}$$

iar condiția de dimensionare se va putea scrie sub forma :

$$\gamma_{-1} \cdot \sigma_{comp} \leqq \sigma_a$$

unde γ_{-1} reprezintă coeficientul de oboseală în cazul eforturilor alternante simetrice, monoaxiale, pentru materialul respectiv, de exemplu $\gamma_{-1} = 1{,}30$ pentru oțelul normal OL. 38 și $\gamma_{-1} = 1{,}944$ pentru OL×52.

МЕРА УСТАЛОСТНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ В СЛУЧАЕ ПЕРЕМЕННЫХ ДВУХОСЕВЫХ НАГРУЗОК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе анализируется усталостное поведение при двухосных нагрузках вида :

$$\sigma_x = a + \sigma \sin k\alpha$$

$$\sigma_{\varphi} = 2a = \text{const.}$$

$$\tau_{x\varphi} = 0.$$

Эти условия могут быть легко осуществлены в лаборатории с помощью трубчатого образца подвергнутого постоянному внутреннему давлению и переменному изгибу с постоянным изгибающим моментом.

Определяется сопротивление для сомоставления, которое характеризует поведение материала подвергнутого таким повторным усилиям.

MESUR DE LA RÉSISTANCE DE FATIGUE LORS DES SOLLICITATIONS VARIABLES BIAXIALES

(RÉSUMÉ)

Dans cet ouvrage on analyse la résistance de fatigue lors des sollicitations biaxiales de forme

$$\sigma_x = a + \sigma \sin k\alpha$$

$$\sigma_\varphi = 2a = \text{const.}$$

$$\tau_{x\varphi} = 0$$

Cela peut être aisément realisé au laboratoire à l'aide d'une éprouvette tubulaire soumise à une pression intériure constante et à un flèchissement alternant avec le moment de fléchissement constant.

On a déterminé une résistance de comparaison, qui caractérise le comportement du matériel sous l'action de telles sollicitations répétées.

ÎNĂLȚIMEA OPTIMĂ A GRINZILOR SUDATE CU INIMA PLINĂ SIMPLU REZEMATE

DE

D. MATEESCU și D. ROȘU

1. GENERALITĂȚI

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Dimensionarea economică a grinzilor metalice cu inimă plină este legată de o alegere judicioasă a secțiunii grinzii, secțiune ce depinde, la rîndul ei, de înălțimea adoptată pentru grindă. Din această cauză este necesar ca stabilirea înălțimii grinzilor cu inimă plină, nituite sau sudate, să se facă cu mare atenție, înălțimea grinzii influențînd asupra cantității de oțel folosită la confecționarea grinzii respective.

Determinarea înălțimii unei grinzi cu inimă plină se face, de regulă, pe baza următoarelor considerente :

— rigiditate suficientă pentru a nu fi depășită săgeata admisibilă,

— consum minim de oțel.

Primul considerent stabilește, în general, înălțimea minimă a grinzii, cel de-al doilea pe cea maximă. În practica de proiectare înălțimea grinzii se alege între aceste limite, dacă bineînțeles nu intervin și alte considerente de ordin constructiv sau exploatare.

1.1. Stabilirea înălțimii minime a grinzii în funcție de săgeata admisibilă (dată în general sub forma unui raport f/l) se face actualmente cu relația :

$$H=\frac{5{,}0}{24}\,\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l \qquad (1.1)$$

unde : H este înălțimea totală a grinzii,
E — modulul de elasticitate,
l — deschiderea grinzii,
l/f — inversul săgeții admisibile.

Relația (1.1) este riguros valabilă în cazul grinzilor simplu rezemate încărcate cu o sarcină uniform distribuită.

În cazul unei grinzi cu secțiune variabilă se folosește relația :

$$H=\frac{5{,}5}{24}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l. \qquad (1.2)$$

Aceste relaţii se folosesc şi pentru alte cazuri de încărcare decît cea uniform distribuită, ştiind că relaţiile sînt acoperitoare, săgeata unei grinzi simplu rezemate încărcată cu o sarcină uniform distribuită fiind, în general, mai mare decît săgeata unei grinzi încărcate cu sarcini concentrate.

1.2. Determinarea înălţimii optime a grinzilor cu inimă plină, din punct de vedere economic (consum minim de oţel) se face actualmente pe baza următoarelor relaţii, relaţii indicate în literatura tehnică de specialitate:

$$H=k\sqrt{\frac{W}{t}} \tag{1.3}$$

unde: H este înălţimea totală a grinzii,

$W=\frac{M}{\sigma_a}$,

t — grosimea inimei,

k — coeficient care depinde de modul de execuţie a grinzii (nituit sau sudat) precum şi de variaţia secţiunii grinzii (secţiune constantă sau variabilă).

Pentru coeficientul k sînt date în literatura de specialitate valori cuprinse între limite destul de largi, de la valoarea 1,2 la 1,8. (vezi tabela 1.1).

Tabela 1.1.

Lucrarea	Autorul	Coeficientul k		Observaţii
		Secţiune constantă	Secţiune variabilă	
Construcţii metalice	Streletki	1,3	1,3	
Elemente de construcţii vol. I	Otresco	1,7–1,8	1,43	
Proiectarea construcţiilor metalice a clădirilor industriale cu parter (limba rusă)		1,5	1,3	$h=k\sqrt{\frac{W}{t}}$ $W=\frac{0{,}9\,M}{\sigma_a}$
Construcţii sudate	Nicolaiev	1,3–1,4	1,3–1,4	
Stahl im Hochbau		1,2	1,2	
Construcţii metalice	Iudin	1,3–1,4	1,3–1,4	

O altă relaţie pentru stabilirea înălţimii optime, este următoarea:

$$h=\sqrt[3]{220\,W}-15 \tag{1.4}$$

unde: h — înălţimea inimei.

După cum se vede aceste relaţii dau diferite valori, valori ce uneori diferă foarte mult, pentru înălţimea optimă a grinzilor, din punct de vedere al consumului minim de oţel.

În conformitate cu normele şi recomandările existente la noi se poate stabili înălţimea optimă a grinzilor sudate cu inimă plină, astfel ca greutatea totală a grinzii (inimă, tălpi şi rigidizări) să fie un minim.

2. STABILIREA ÎNĂLȚIMII GRINZILOR SUDATE CU INIMA PLINĂ, SIMPLU REZEMATE

2.1. Înălțimea minimă stabilită pe considerente de rigiditate

Înălțimea totală minimă a grinzii se poate stabili în funcție de săgeata admisă și rezistența admisibilă, astfel ca întreaga capacitate a grinzii să fie epuizată, cu relația

$$H=\alpha\frac{5}{24}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l \tag{2.1}$$

Această relație ($\alpha=1$) este riguros valabilă pentru o grindă încărcată cu o sarcină uniform distribuită pe întreaga grindă, pentru alte cazuri de încărcare formula este acoperitoare (vezi paragraful 1.1).

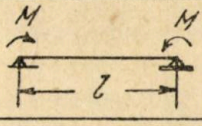
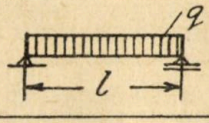
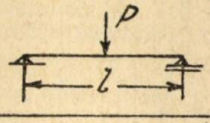
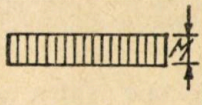
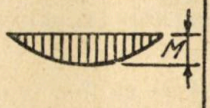
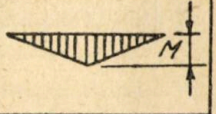
În cazul unor grinzi importante sau în cazul grinzilor unde condiția de săgeată ar putea fi hotărîtoare la alegerea înălțimii grinzii, este indicat să se țină seama de încărcarea grinzii, prin variația coeficientului α, în funcție de aliura diagramei de momente.

Coeficientul α este raportul între săgeata (f) unei grinzi simplu rezemate încărcată cu o sarcină oarecare și săgeata (f_{ud}) aceleiași grinzi încărcată cu o sarcină uniform distribuită, grinda fiind solicitată de același moment de încovoiere, adică

$$\alpha=\frac{f}{f_{ud}}\cdot \tag{2.2}$$

Cazurile obișnuite se încadrează între următoarele situații limită pentru care se dau valorile coeficientului α (tabela 2.1).

Tabela 2.1

Schema de încărcare			
Diagrama de momente			
Expresia săgeții	$f=\frac{1}{4}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l$	$f=\frac{5}{24}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l$	$f=\frac{1}{6}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l$
Coeficientul α	1,20	1,00	0,80

În cazul unei secțiuni variabile, se va folosi relația :

$$H=\alpha\frac{5{,}5}{24}\cdot\frac{\sigma_a}{E}\left(\frac{l}{f}\right)l. \tag{2.3}$$

Deoarece este mai uşor a se lucra cu înălţimea inimei şi nu cu înălţimea totală a grinzii, făcînd înlocuirea.

$$h \approx 0{,}95\,H \tag{2.4}$$

relaţiile (2.1) şi (2.3) pentru OL 38 devin.

Secţiune constantă :

$$h \geqq 0{,}000\,132\,\alpha \left(\frac{l}{f}\right) l \qquad (\sigma_a = 1400 \text{ kg/cm}^2)$$
$$h \geqq 0{,}000\,151\,\alpha \left(\frac{l}{f}\right) l \qquad (\sigma_a = 1600 \text{ kg/cm}^2) \tag{2.5}$$

Secţiune variabilă :

$$h \geqq 0{,}000\,145\,\alpha \left(\frac{l}{f}\right) l \qquad (\sigma_a = 1400 \text{ kg/cm}^2)$$
$$h \geqq 0{,}000\,165\,\alpha \left(\frac{l}{f}\right) l \qquad (\sigma_a = 1600 \text{ kg/cm}^2) \tag{2.6}$$

Pe baza acestor relaţii se poate stabili în funcţie de raportul f/l (raport sub care se indică săgeata admisibilă) şi α, valoarea h/l, de unde se determină înălţimea inimei grinzii (tabela 2.3).

Tabela 2.3

Secţiunea	α	Raportul h/l											
		f/l=1/1000		1/750		1/600		1/500		1/400		1/300	
		σ_a= 1400	1600	1400	1600	1400	1600	1400	1600	1400	1600	1400	1600
Constantă	8,0	0,1056	0,1208	0,0786	0,0906	0,0630	0,0724	0,0527	0,0604	0,0419	0,0483	0,0314	0,0362
	1	0,1320	0,1510	0,0983	0,1132	0,0787	0,0905	0,0660	0,0755	0,0524	0,0604	0,0393	0,0453
	1,2	0,1582	0,1810	0,1180	0,1360	0,0944	0,1086	0,0792	0,0905	0,0629	0,0725	0,0471	0,0544
Variabilă	0,8	0,1160	0,1320	0,0870	0,0990	0,0695	0,0792	0,0580	0,0660	0,0464	0,0528	0,0348	0,0396
	1	0,1450	0,1650	0,1087	0,1238	0,0870	0,0990	0,0725	0,0825	0,0580	0,0660	0,0435	0,0495
	1,2	0,1740	0,1980	0,1305	0,1485	0,1043	0,1188	0,0870	0,0990	0,0556	0,0791	0,0522	0,0594

În diagrama (2.5) au fost reprezentate pentru $\alpha = 0{,}8$; $\alpha = 1$; $\alpha = 1{,}2$, în funcţie de l şi f/l înălţimea minimă h.

2.2. Înălţimea optimă din punct de vedere al greutăţii totale minime

Exprimînd greutatea totală a grinzii în funcţie de greutăţile elementelor componente (inima, tălpii şi rigidizării verticale) se poate stabili o relaţie între înălţimea inimei h a grinzii şi solicitarea maximă (M sau W), astfel ca greutatea totală să fie un minim.

Greutatea totală (G) a unei grinzi sudate simplu rezemată este egală cu :

$$G = G_i + 2G_t \tag{2.7}$$

unde : G_i este greutatea inimii inclusiv rigidizările verticale,
G_t — greutatea unei tălpi.
Pe de altă parte se poate exprima :

$$G_i = \gamma \cdot th \cdot l \cdot \psi_i \tag{2.8}$$

și

$$G_t = \int_0^l \frac{M_x - \beta \frac{th^2}{6} \cdot \sigma_a}{h_1 \cdot \sigma_a} \cdot \gamma \psi_t dx \tag{2.9}$$

unde : M_x este momentul de încovoiere într-o secțiune x, kgcm,
β — slăbiri în inimă. Pentru grinzi sudate $\beta = 1$,
h — înălțimea inimii, în cm,
h_1 — distanța între centrele de greutate ale tălpilor grinzii (fig. 2.1). Se poate considera aproximativ

$$h_1 \approx (1{,}02 \ldots 1{,}03)\, h \tag{2.10}$$

l — deschiderea grinzii,
t — grosimea inimii, care poate fi considerată egală cu

$t \approx 3h + 7$ (h în m; t în mm)

sau

$t = \frac{3h}{1000} + 0{,}7$ (h și t în cm) (2.11)

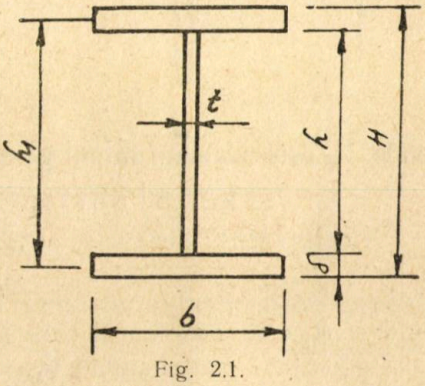


Fig. 2.1.

ψ_i — coeficient constructiv al inimii care ține seama de rigidizările verticale aplicate pe inimă,
ψ_t — coeficient constructiv al tălpilor care ține seama de slăbiri, variația platbenzilor etc.

2.2.1. Stabilirea coeficientului ψ_i

Conform STAS 3418-52 dimensiunile rigidizărilor verticale sînt : (fig. 2.2).

$$b_r \cong \frac{h}{30} + 40 \qquad (h \text{ în mm}) \tag{2.12}$$

și

$$t_r \simeq \frac{b_r}{15} \tag{2.13}$$

Exprimînd în cm

$$b_r = \frac{h+120}{30} \tag{2.12a}$$

şi

$$t_r = \frac{\frac{h+120}{30}}{15} = \frac{h+120}{450}. \tag{2.13a}$$

Volumul a două rigidizări va fi :

$$V_r = 2b_r \cdot t_r \cdot h = 2\left(\frac{h+120}{30}\right)\left(\frac{h+120}{450}\right)h = \frac{(h+120)^2 h}{6750}. \tag{2.14}$$

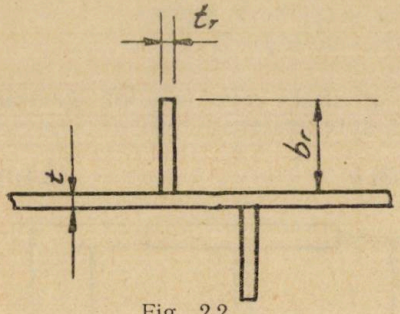


Fig. 2.2.

Considerînd rigidizările plasate obişnuit la cca 1,5 h coeficientul constructiv al inimii poate fi exprimat prin :

$$\psi_i = \frac{1{,}5V_i + V_r}{1{,}5V_i} = \frac{1{,}5t \cdot h \cdot h + \frac{(h+120)^2}{6750} \cdot h}{1{,}5 \cdot t \cdot h \cdot h}$$

adică

$$\psi_i = 1 + \frac{(h+120)^2}{10 \cdot 125th} \tag{2.15}$$

unde V_i este volumul inimii pe metru liniar de grindă.

2.2.2. Stabilirea coeficientului ψ_t

Coeficientul constructiv al tălpilor este egal cu

$$\psi_t = \psi_{ts} \cdot \psi_{tp} \tag{2.16}$$

unde : ψ_{ts} este coeficientul care ţine seama de slăbirile din tălpi. Pentru grinzi sudate $\psi_{ts} = 1$

ψ_{tp} — coeficient care ţine seama de variaţia grosimii tălpilor (numărul treptelor de variaţie, raportul între grosimile platbenzilor).

În cazul unei grinzi sudate cu o singură variaţie de grosime a platbenzilor (fig. 2,3). Coeficientul ψ_{tp} are următoarea expresie :

$$\psi_{tp} = \frac{2(\omega_1 + \omega_2) + \omega_0}{\omega_0}. \tag{2.17}$$

În fig. 2.3 s-a considerat :

M_{ci} — Momentul capabil al inimii grinzii,
M_{c1} — momentul capabil al grinzii cu tălpile de grosimea δ_1,
M_{c2} — idem, cu tălpile de grosimea δ_2,
M_{c1}^s — momentul capabil sudură,
ω_0 — suprafaţa cuprinsă între curba momentelor maxime şi momentul capabil M_{c1}.

$2Z(\omega_1+\omega_2)$ este suprafața cuprinsă între diagrama momentelor capabile ale grinzii și diagrama momentelor maxime și dreapta M_{ci}.

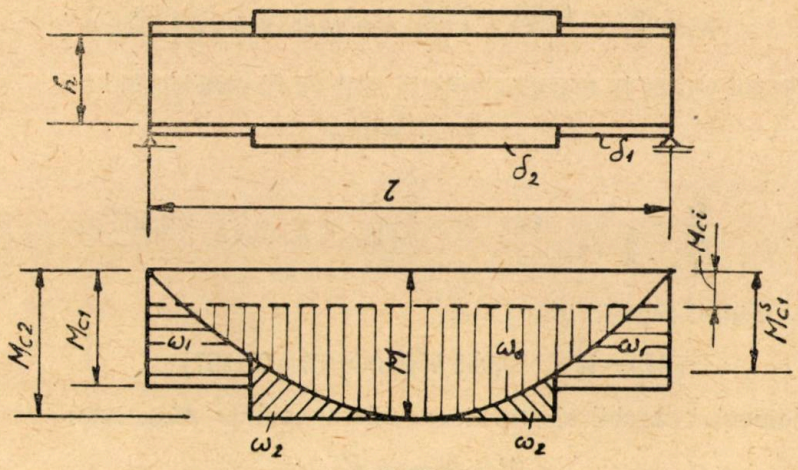


Fig. 2.3.

Coeficientul ψ_{tp} se va stabili pentru următoarele secțiuni :

a — secțiune constantă,

b — secțiune variabilă cu o singură treaptă, avînd

$$\delta_2=\frac{3}{2}\delta_1 \qquad (\delta_2>\delta_1)$$

c — idem, $\delta_2=2\delta_1$

d — secțiune variabilă cu 2 trepte cu rapoartele

$$\delta_3=\frac{3}{2}\delta_2;\quad \delta_2=2\delta_1. \qquad (\delta_3>\delta_2>\delta_1)$$

Pentru a determina valoarea coeficientului ψ_{tp}, este necesar să se exprime valorile M_{ci}, M_{c1} etc. în funcție de dimensiunile secțiunii transversale ale grinzii, în care scop se consideră (fig. 2.1.).

$$t\approx 0{,}003\,h+0{,}7 \text{ (cm)}$$

$$b\approx 0{,}3\,h$$

$$\delta_{min}=\delta_1=\frac{b}{30}=\frac{0{,}3h}{30}=0{,}01\,h \qquad (2.18)$$

$$\delta_{max}=2\delta_1=0{,}02\,h.$$

Momentele M_{ci}, se vor exprima sub formă de raport (ρ) față de $M_{max}=M_{capabil}$.

2.2.2.1. Secțiune constantă
Momentul capabil al inimii (M_{ci})

$$W_i = \frac{th^2}{6} = \frac{(0{,}003\,h+0{,}7)\,h^2}{6} = h^2\,(0{,}0005\,h+0{,}1167).$$

Efortul unitar la marginea inimii (σ_i) va fi, considerînd :

$$\delta_{max} = 0{,}02\,h$$

$$\frac{\sigma_i}{\frac{h}{2}} = \frac{\sigma_a}{\frac{h}{2}+\delta} \quad \text{sau} \quad \sigma_i = \frac{\frac{h}{2}\cdot\sigma_a}{\frac{h+2\delta}{2}} = \frac{h\cdot\sigma_a}{h+0{,}02\,h} = 0{,}963\,\sigma_a .$$

Momentul capabil inimă :

$$M_{ci} = W_i\sigma_i = 0{,}963\,h^2\,(0{,}000\,5\,h+0{,}1167)\,\sigma_a . \tag{2.19}$$

Momentul capabil al grinzii, considerat egal cu M_{max} este:

$$M_c = M_{max} = W_{max}\cdot\sigma_a .$$

Pentru calculul W_{max}, se calculează I_{max}, unde :

$$H = h+2\delta = h+0{,}04\,h = 1{,}04\,h$$

$$I_{max} = \frac{bH^3}{12} - \frac{(b-t)\,h^3}{12} = \frac{0{,}3\,h\,(1{,}04\,h)^3}{12} - \frac{(0{,}3\,h-0{,}003\,h-0{,}7)}{12}\,h^3$$

sau în definitiv :

$$I_{max} = h^3\,(0{,}00335\,k+0{,}0583)$$

deci :

$$W_{max} = \frac{I_{max}}{\frac{h}{2}+\delta} = \frac{2I_{max}}{h\,(1+0{,}04)} = \frac{2h^2\,(0{,}00335\,h+0{,}0583)}{1{,}04} .$$

Deci momentul

$$M_{max} = \frac{2h^2\,(0{,}00335\,h+0{,}0583)\,\sigma_a}{1{,}04}$$

sau

$$M_{max} = 1{,}92\,h^2\,(0{,}00335\,h+0{,}0583)\,\sigma_a . \tag{2.20}$$

Raportul ρ va fi deci

$$\rho_i = \frac{M_{ci}}{M_{max}} = 0{,}501\,\frac{(0{,}0005\,h+0{,}1167)}{(0{,}00335\,h+0{,}0583)}$$

sau

$$\rho_i = \frac{0{,}00025\,h+0{,}0585}{0{,}00335\,h+0{,}0583} . \tag{2.21}$$

2.2.2.2. Secțiune variabilă cu o treaptă $\delta_2 = \frac{3}{2}\delta_1$.

Se determină $\rho_1 = \frac{M_{c1}}{M_{max}}$, considerînd

$$\delta_{max} = \delta_2 \cong 0{,}02\,h$$

$$\delta_1 = \frac{2}{3}\delta_2 = 0{,}0133\,h$$

$$H = h + 2\delta_1 \simeq 1{,}0266\,h.$$

Momentul capabil M_{c1} (secțiune cu platbenzi δ_1) va fi egal cu : (determinarea sa fiind identică ca la M_{max}).

$$M_{c1} = \frac{2h^2\,(0{,}00233\,h + 0{,}0583)\,\sigma_a}{1{,}0266}$$

sau

$$M_{c1} = 1{,}95\,k^2\,(0{,}00233\,h + 0{,}0583)\,\sigma_a \qquad (2.21)$$

deci

$$\rho_1 = \frac{M_{c1}}{M_{max}} = \frac{(0{,}00246\,h + 0{,}0591)}{(0{,}00335\,h + 0{,}0583)}. \qquad (2.22)$$

Momentul capabil sudură ($\sigma_{as} = 0{,}8\,\sigma_a$), care determină poziția schimbării secțiunii

$$\rho_1^s = 0{,}8\,\frac{M_{c1}}{M_{max}} = \frac{(0{,}00189\,h + 0{,}0480)}{(0{,}00335\,h + 0{,}0583)}. \qquad (2.23)$$

2.2.2.3. Secțiune variabilă cu o treaptă $\delta_2 = \frac{1}{2}\delta_1$.

Se determină similar

$$\rho_2 = \frac{M_{c2}}{M_{max}} = \frac{1{,}96\,h^2\,(0{,}00175\,h + 0{,}0580)\,\sigma_a}{1{,}92\,h^2\,(0{,}00335\,h + 0{,}0583)\,\sigma_a}$$

sau

$$\rho_2 = \frac{0{,}001715\,h + 0{,}0595}{0{,}00335\,h + 0{,}0583} \qquad (2.24)$$

și

$$\rho_2^s = \frac{0{,}00137\,h + 0{,}0476}{0{,}00335\,h + 0{,}0583}. \qquad (2.25)$$

Pentru secțiunea cu două trepte de variație se vor folosi aceleași valori pentru ρ.

Pentru a calcula valorile coeficientului ρ, (coeficient funcție de h) și considerînd că pentru o grindă simplu rezemată

$$h \approx \left(\frac{1}{8} - \frac{1}{12}\right) l$$

se determină valoarea coeficientului ρ, pentru rapoartele $\frac{1}{8}$; $\frac{1}{10}$; $\frac{1}{12}$, valori trecute în tabela 2.4.

Cunoscînd valorile ρ adică momentele în funcție de M_{max}, se poate stabili valoarea ψ_{tp} după relația de tipul (2.17) prin planimetrarea supra-

Tabela 2.4

$h=\frac{l}{n}$	ϱ_l	ϱ_1	ϱ_1^s	ϱ_2	ϱ_2^s
$\frac{1}{8}$	0,155	0,726	0,581	0,547	0,437
$\frac{1}{10}$	0,171	0,742	0,594	0,564	0,451
$\frac{1}{12}$	0,188	0,747	0,597	0,571	0,456

feţelor ω considerînd ca variaţie a diagramei momentelor maxime maximorum o variaţie parabolică.

In tabela 2.5 se dau valorile coeficientului ψ_t. ($\psi_{ts}=1$ deci $\psi_t=\psi_{tp}$).

Tabela 2.5

h/l	Secţiune constantă	Secţiune variabilă		
		una treaptă		două trepte
		$\delta_2/\delta_1=3/2$	$\delta_2/\delta_1=2$	
$\frac{1}{8}$	1,63	1,44	1,405	1,35
$\frac{1}{10}$	1,64	1,45	1,41	1,36
$\frac{1}{11}$	1,67	1,47	1,42	1,38
Valoare adoptată	1,64	1,45	1,41	1,36

2.2.3. Înălţimea optimă

Introducînd în relaţiile (2.8) şi (2.9) expresia (2.15) şi (2.11) obţinem:

2.2.3.1. Greutatea inimii

$$G_i=\gamma\cdot th\, l\psi_t=\gamma\left(\frac{3h}{1000}+0{,}7\right)hl\left[1+\frac{(h+120)^2}{10125\,th}\right]$$

sau

$$G_i=\gamma\left(\frac{3h}{1000}+0{,}7\right)hl+\frac{(h+120)^2\left(\frac{3h}{1000}+0{,}7\right)hl}{10125\,h\left(\frac{3h}{1000}+0{,}7\right)}\gamma=$$

$$=\frac{30{,}375\,h^2l+7087{,}5\,hl+h^2l+240\,hl+14400\,l}{10125}\gamma$$

sau în definitiv

$$G_i=\gamma[0{,}0030987\,h^2\,l+0{,}723703\,hl+1{,}4222\,l]. \qquad (2.26)$$

2.2.3.2. Greutatea tălpilor

$$G_t=\int_0^l \frac{M_x-\frac{1}{6}\left(\frac{3h}{1000}+0{,}7\right)h^2\sigma_a}{1{,}02\cdot h\cdot\sigma_a}\gamma\cdot\psi_t\cdot dx$$

sau

$$G_t=\frac{\gamma\cdot\psi_t}{1{,}02\,h\sigma_a}\left[\int_0^l M_x\cdot d_x-\sigma_a\int_0^l(0{,}0005\,h^3+0{,}11667\,h^2)\,dx\right]. \qquad (2.27)$$

În această relație, termenul $\int_0^l M_x dx$ este suprafața diagramei de momente a unei grinzi simplu rezemate, adică

$$\int_0^l M_x\cdot d_x=\frac{2}{3}\cdot M_{max}\cdot l. \qquad (2.28)$$

Deci (2.27) devine:

$$G_t=\frac{\gamma\cdot\psi_t}{1{,}02\cdot h\cdot\sigma_a}\left[\frac{2}{3}M_{max}\,l-(0{,}0005\,h^3+0{,}11667\,h^2)\,\sigma_a\,l\right].$$

Dar

$$\frac{M_{max}}{\sigma_a}=W_{nec} \qquad (2.29)$$

Deci:

$$G_t=\frac{\gamma\cdot\psi_t\cdot l}{h}(0{,}6535\,W_{nec}-0{,}00049\,h^3-0{,}11438\,h^2). \qquad (2.30)$$

2.2.3.3. Greutatea totală a grinzii

$$G=G_i+2G_t=\gamma\left[0{,}0030987\,h^2\,l+0{,}723703\,hl+1{,}4222\,l+1{,}3070\,W\psi_t\cdot\frac{l}{h}-\right.$$

$$\left.-0{,}00098\,\psi_t\cdot h^2\cdot l-0{,}22876\,\psi_t\cdot l\cdot h\right]. \qquad (2.31)$$

Greutatea minimă a grinzii se obține derivînd expresia (2.31) și egalînd-o cu zero

$$\frac{dG}{dh}=\gamma\left[0{,}006197\,hl+0{,}7237\,l-1{,}307\,W\psi_t\cdot\frac{l}{h^2}-0{,}00196\,\psi_t\cdot hl-0{,}228\,\psi_t\cdot l\right]=0.$$

Ordonînd:

$$(0{,}006197-0{,}00196\,\psi_t)\,h^3+(0{,}72370-0{,}22876\,\psi_t)\,h^2-1{,}307\,W\psi_t=0.$$

În diagrama (2.5) s-a reprezentat această ecuație pentru valorile ψ_t stabilite în tabela (2.5).

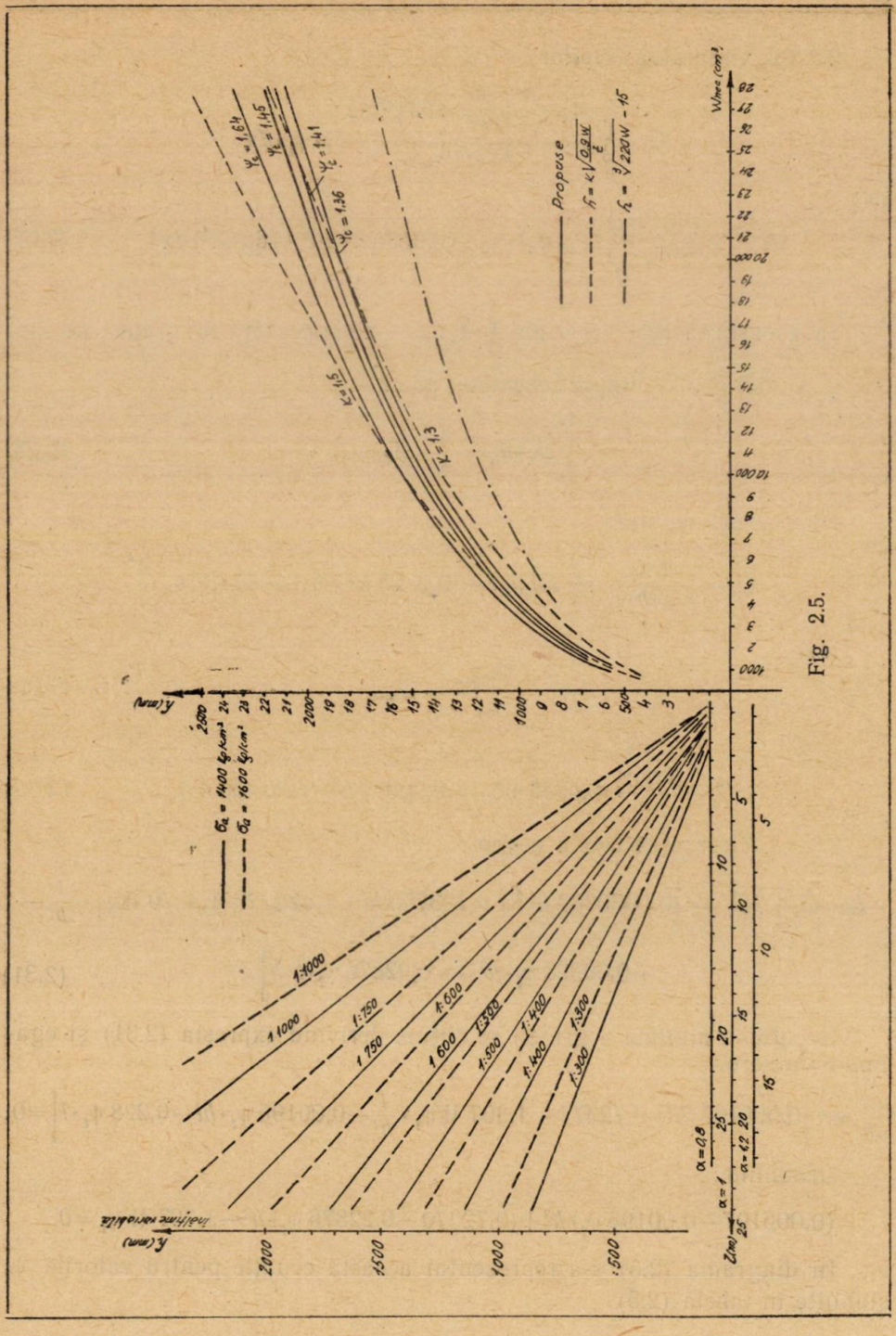

Propuse
$f_1 = k\sqrt{\frac{0,9W}{t}}$
$f_2 = \sqrt[3]{220W} - 15$
$\psi_c = 1,64$
$\psi_c = 1,45$
$\psi_c = 1,41$
$\psi_c = 1,36$
$k = 1,5$
$k = 1,3$
$\sigma_a = 1400$ kg/cm²
$\sigma_a = 1600$ kg/cm²
1:1000
1:750
1:600
1:500
1:400
1:300
$\alpha = 0,8$
$\alpha = 1$
$\alpha = 1,2$
Wnec (cm³)
Z (m)
h (mm)
h (mm) inălţime variabilă

Fig. 2.5.

Pentru comparație au fost trasate și curbele :

$$h=k\sqrt{\frac{0{,}9\,W}{t}} \quad \text{și} \quad h=\sqrt[3]{220\,W}-15$$

cu valorile coeficientului k indicate în diagramă.

Se poate vedea, pentru un caz concret de grindă și încărcare — alcătuind grinda cu mai multe înălțimi — că greutatea minimă a grinzii se obține pentru h_{optim}.

De asemenea se poate constata că o variație în plus sau minus a înălțimii grinzii, față de înălțimea optimă, cu 10—20% aduce un spor de greutate a grinzii de numai 1—1,5%.

3. CONCLUZII FINALE

a. Dintre relațiile care se găsesc în literatura de specialitate (vezi tabela 1.1) pentru stabilirea înălțimii optime, relațiile indicate în [4] adică :

$$h=k\sqrt{\frac{0{,}9\,W}{t}} \tag{3.1}$$

cu $k=1{,}3$ pentru secțiune variabilă și $k=1{,}5$ pentru secțiune constantă, dă valori cele mai apropiate de h_{optim}.

b. Relația (3.1) pentru secțiune constantă ($k=1{,}5$) pentru grinzi cu deschidere $l \geqslant 12$ m dă valori prea mari pentru înălțimea optimă.

c. Pentru secțiunea variabilă ($k=1{,}3$) înălțimea obținută este ceva mai mică decît cea optimă.

d. Relația $h=\sqrt[3]{220\,W}-15$ dă valori mult prea mici pentru înălțimea grinzii, înălțime care în cele mai multe cazuri nu satisface nici condiția de săgeată.

e. Variația înălțimii grinzii cu circa 10—20% în jurul valorii h_{optim} aduce un consum suplimentar de oțel de 1—1,5%.

f. Față de relațiile existente diagrama stabilită prezintă următoarele avantaje :

— determinare rapidă a înălțimii optime,
— se ține seama de variația secțiunii și numărul treptelor de variație,
— nu este necesar să se cunoască în prealabil grosimea inimii t.
— se poate compara imediat h_{opt} cu h_{min},
— la stabilirea înălțimii minime se ține seama de modul de încărcare al grinzii.

ОПТИМАЛЬНАЯ ВЫСОТА СВАРНЫХ СПОЛОНЕНЫХ БАЛОК НА ДВУХ ОПОРАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

С целью выполнения более экономических сварных балок со сплошной стенкой, в работе устанавливается :

— минимальная высота сварных балок, обеспечивающая дополнительный прогиб с учетом, в отличие от зависимостей имеющихся в литературе, также способа нагружения балки ;

— оптимальная высота сварных балок, обеспечивающая общий минимальный расход стали (стенки, пояса, подпорки).

Результаты были записаны в график, с помощью которого можно установить быстро оптимальную высоту (минимальный расход) и минимальную высоту (условия прогиба).

В заключении приводится ряд мнений относительно зависимостей существующих в литературе.

LA HAUTEUR OPTIME DES POUTRES SOUDÉES À L'ÂME PLEINE SOUTENUES SIMPLEMENT

(RÉSUMÉ)

Pour réaliser des poutres soudées à l'âme pleine plus économiques, on établit, selon nos normes en vigueur :

— la hauteur minime des poutres soudées, tout en assurant la fleèche admissible ; en même temps on tient compte de la manière de chargement de la poutre, fait qui constitue un nouvel apport aux relations existantes dans la littérature ;

— la hauteur optime des poutres soudées en rédiusant au minimum la qualité totale de l'acier employé (âme, semelles, éléments de l'âme, etc.).

Les résultats sont enregistrés dans un diagramme à l'aide duquel on peut déterminer rapidement la hauteur optime (consommations minime) et minime (condition de flèche).

L'ouvrage contient encore une série d'appréciations concernant l'ultilisation des relations existantes dans la littérature de spécialité.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Mateescu, *Curs Construcţii Metalice*, vol. I. Timişoara, 1951.
2. Streleţki ş.a., *Construcţii Metalice*, vol I, E.S.A.C., 1955.
3. *Construcţii Metalice-Comentarii*, STAS. Editura Tehnică, 1955.
4. *Stalnîe construcţii odnoetajnîh promîşlennîh zdanii*. Moscova, 1952.
5. Iudin, *Stalnîh construcţii*, Moscova, 1957

PENDULUL DE LUNGIME VARIABILĂ ÎNTR-UN MEDIU REZISTENT

DE

GH. SILAȘ și I. GROȘANU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Să considerăm un pendul de lungime l variabilă care se mișcă într-un plan vertical și în mediu rezistent. Alegem sistemul de axe $Oxyz$ ca în figura alăturată. Oy orizontală, Ox verticală descendentă) $\bar{i}_\theta$ și $\bar{i}_l$ fiind doi vectori unitari, primul perpendicular pe l și al doilea în direcția lui l orientați în sensul în care θ și l cresc, vom avea :

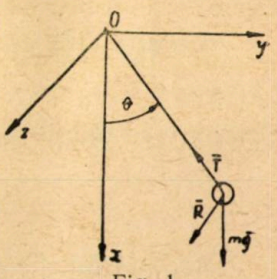


Fig. 1.

$$\bar{v} = l\dot{\theta}\bar{i}_\theta + \dot{l}\bar{i}_l .$$

Teorema momentului cinetic în raport cu axa Oz ne va da :

$$\frac{d}{dt}(ml^2\dot{\theta}) = -mgl \sin\theta - mlk^2\varphi(v)\frac{\bar{v}}{v}\bar{i}_\theta . \qquad (1)$$

Am considerat rezistența mediului o funcțiune de viteză de forma :

$$\bar{R} = -mk^2\varphi(v)\frac{\bar{v}}{v} \qquad (2)$$

unde $\varphi(v)$ este o funcțiune finită de viteza v, crescătoare $[\varphi'(v) > 0]$, nulă pentru $v = 0$ $[\varphi(0) = 0]$ și în așa fel că pentru o singură valoare v_1 avem : $k^2\varphi(v_1) = g$.

Pentru micile oscilații ecuația (1) devine :

$$l\ddot{\theta} + 2\dot{l}\dot{\theta} + \frac{k^2\varphi(v)}{v}l\dot{\theta} + g\theta = 0 \qquad (3)$$

ecuație care în general nu poate fi integrată.

2. În cazul cînd rezistența mediului este proporțională cu viteza, adică :

$$\varphi(v) = v$$

atunci ecuația (3) devine :

$$l\ddot{\theta} + (2\dot{l} + k^2 l)\dot{\theta} + g\theta = 0. \qquad (4)$$

Dacă lungimea variază liniar

$$l=a+bt=x \tag{5}$$

cu schimbarea de variabilă

$$u=l\theta \tag{6}$$

ecuaţia (4) devine :

$$x\frac{d^2u}{dx^2}+Ax\frac{du}{dx}+Bu=0 \tag{7}$$

unde s-a notat

$$A=\frac{k^2}{b};\quad B=\frac{g-k^2b}{b^2}. \tag{8}$$

Făcînd o nouă schimbare de variabile

$$u=xe^{-Ax}y(v);\quad v=Ax. \tag{9}$$

Ecuaţia diferenţială (7) devine :

$$vy''+(2-v)y'-qy=0 \tag{10}$$

unde :

$$q=\frac{A-B}{A}=2-\frac{g}{k^2b}.$$

Ecuaţia (10) este un caz particular al ecuaţiei diferenţiale,

$$vy''+(\gamma-v)y'-qy=0 \tag{11}$$

care are ca soluţie particulară funcţia hipergeometrică degenerată

$$F(q,\gamma,v)=1+\sum_{i=1}^{\infty}\frac{q(q+1)\dots(q+i-1)}{\gamma(\gamma+1)\dots(\gamma+i-1)}\cdot\frac{v^i}{i!}$$

Această funcţie satisface ecuaţia funcţională

$$F(q,\gamma,v)=e^v F(\gamma-q,\ \gamma,\ -v). \tag{12}$$

Soluţia generală a ecuaţiei (11) depinde de natura lui γ. La noi $\gamma=2$ este un număr întreg, deci soluţia generală va fi :

$$y=F(q,\ 2,\ v)(C_1+C_2\ln v)+C_2F^*(q,\ 2,\ v) \tag{13}$$

unde :

$$F^*(q,\ \gamma,\ v)=\sum_{i=1}^{\infty}\frac{q(q+1)\dots(q+i-1)}{\gamma(\gamma+1)\dots(\gamma+i-1)}\cdot\frac{v^i}{i!}\cdot\sum_{j=0}^{-1}\left(\frac{1}{q+j}-\frac{1}{\gamma+j}-\frac{1}{1+j}\right)$$

Ţinînd seama de valorile lui q şi γ corespunzătoare cazului considerat, de relaţiile (6), (9) şi (12), soluţia generală (13) este :

$$\theta=F\left[\frac{g}{k^2b},\ 2,\ -\frac{k^2}{b}(a+bt)\right]\left[C_1+C_2\ln\frac{k^2}{b}(a+bt)\right]+$$

$$+C_2e^{-\frac{k^2}{b}(a+bt)}F^*\left[2-\frac{g}{k^2b},\ 2,\ \frac{k^2}{b}(a+bt)\right]. \tag{14}$$

In cazul cînd :

$$\frac{g}{k^2 b} = 2$$

atunci :

$$\theta = e^{-\frac{k^2}{b}(a+bt)}\left[C_1 + C_2 \ln \frac{k^2}{b}(a+bt)\right]. \tag{15}$$

3. Dacă lungimea variază suficient de lent încît să se poată considera

$$\lambda^2 = k^2 l = \text{const.}$$

folosind relaţia (5) ecuaţia (4) devine :

$$x\theta'' + \frac{2b+\lambda^2}{b}\theta' + \frac{g}{b^2}\theta = 0 \tag{16}$$

cu schimbarea de variabile

$$\theta = e^{-\left(1+\frac{\lambda^2}{2b}\right)} y(v); \quad v = \frac{g}{b^2}x \tag{17}$$

avem :

$$v^2 y'' + \left[v - \frac{\alpha(\alpha-2)}{4}\right] y = 0 \tag{18}$$

unde am notat :

$$\alpha = \frac{2b+\lambda^2}{b}$$

soluţia ecuaţiei (18) este :

$$J = v^{\frac{1}{2}} Z_\nu(2\sqrt{v}); \quad \nu = \alpha - 1$$

unde :

$$Z_\nu = C_1 J_\nu + C_2 J_{-\nu}$$

în cazul cînd ν este un număr neîntreg şi

$$Z_\nu = C_1 J_\nu + C_2 Y_\nu$$

în cazul cînd ν este un număr întreg.

Aici J_ν este funcţia lui Bessel de speţa întîia, iar Y_ν cea de speţa doua.

Se poate considera că în general ν este neîntreg şi deci soluţia generală a ecuaţiei diferenţiale (6) este :

$$\theta = \frac{\sqrt{g}}{b} x^{-\frac{1}{2}\left(1+\frac{\lambda^2}{b}\right)}\left[C_1 J_{\left(1+\frac{\lambda^2}{b}\right)}\left(\frac{2}{b}\sqrt{gx}\right) + C_2 J_{-\left(1+\frac{\lambda^2}{b}\right)}\left(\frac{2}{b}\sqrt{gx}\right)\right] \tag{19}$$

In cazul cînd rezistenţa mediului este neglijabilă adică $\lambda = 0$ avem :

$$\theta = \frac{\sqrt{g}}{b} x^{-\frac{1}{2}}\left[C_1 J_1\left(\frac{2}{b}\sqrt{gx}\right) + C_2 J_{-1}\left(\frac{2}{b}\sqrt{gx}\right)\right]$$

rezultat analog celui din lucrarea [1].

Dacă :

$$\frac{\lambda^2}{b} = \frac{1}{2}$$

atunci

$$\theta = \frac{\sqrt{g}}{b} x^{-\frac{3}{4}} \left[C_1 J_{\frac{3}{2}} \left(\frac{2}{b} \sqrt{gx} \right) + C_2 J_{-\frac{3}{4}} \left(\frac{2}{b} \sqrt{gx} \right) \right]$$

sau

$$\theta = \frac{\rho}{b} \sqrt{\frac{2g}{\pi}} x^{-\frac{5}{4}} \left[\frac{b}{2\sqrt{gx}} \sin \left(\frac{2}{b} \sqrt{gx} - \varphi \right) - \cos \left(\frac{2}{b} \sqrt{gx} - \varphi \right) \right]$$

unde

$$\rho = \frac{C_1}{\cos \varphi}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{C_2}{C_1}.$$

In cazul cînd

$$\frac{\lambda^2}{b} = -\frac{1}{2}$$

atunci

$$\theta = \frac{\rho}{2} \sqrt{\frac{2g}{\pi}} x^{-\frac{3}{2}} \sin \left(\frac{2}{b} \sqrt{gx} + \varphi \right).$$

МАЯТНИК ПЕРЕМЕННОЙ ДЛИНЫ В СОПРОТИВЛЯЮЩЕЙСЯ СРЕДЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе принимается маятник переменной длины, движущийся в сопротивляющейся среде, для которой малые колебания даны уравнением (3).

Если сопротивление среды пропорционально скорости и длина изменяется линейно, тогда (14) будет решением уравнения (3).

Для медленных изменений длины, малые колебания могут быть выражены с помощью функций Бесселя в виде (19).

PENDULE À LONGUEUR VARIABLE PLACÉE DANS UN MILIEU RÉSISTANT

(RÉSUMÉ)

On présente dans cet ouvrage une pendule à longuer variable placée dans un milieu résistant, dont les petites oscillations sont données par l'équation (3).

Si la résistence du milieu est proportionnelle à la vitesse et si la variation de la longueur est linéaire, alors la solution de l'équation (3) est (14).

Pour les variations lentes de la longuer, les petites oscillations peuvent être exprimées à l'aide des fonctions Bessel sous forme (19).

BIBLIOGRAFIE

1. A. Gray şi G. B. Mathews, *Funcţiile Bessel şi aplicaţiile lor în fizică*. E. T., 1958, p. 135.
2. N. N. Lebedev, *Funcţii speciale şi aplicaţiile lor*, E. T., 1957.
3. Stoenescu şi Silaş, *Curs de mecanica teoretică*, E. T., 1957.

ECUAȚII CU OPERATORI LINIARI

DE

GH. SILAȘ, I. GROȘANU și L. N. BRINDEU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Fie Y un spațiu vectorial definit pentru toate elementele $y \in \Delta \subset Y$ și un operator liniar L care transformă spațiul Y în el însuși:

$$Ly \in D' \subset Y.$$

Aceasta înseamnă că L satisface egalitățile:

$$L(y_1+y_2)=Ly_1+Ly_2$$
$$L(\alpha y)=\alpha Ly \qquad (1)$$

unde: $\alpha \in C$

(C fiind un anumit corp de numere).

Să presupunem că D este un subspațiu invariant al operatorului L și să căutăm pentru anumite valori proprii date, vectorii proprii ai operatorului liniar considerat.

Aceasta înseamnă că $y \in D$ care generează acest subspațiu satisface ecuația:

$$Ly=\alpha y. \qquad (2)$$

Aplicînd operatorul L succesiv ecuației (2) găsim:

$$L_n y=\alpha^n y \qquad (3)$$

ceea ce ne spune că orice vector propriu al operatorului L este vector propriu și al operatorului L_n.

În cele ce urmează se va considera ca vector propriu, corespunzător lui α, soluția generală a ecuației (2).

De asemenea se observă că fiecărei valori proprii îi corespunde un singur vector propriu, căci dacă se presupune că același vector propriu ar corespunde la două valori proprii α_1 și α_2, atunci ar rezulta din (2)

$$(\alpha_1-\alpha_2)\, y=0.$$

ceea ce nu poate avea loc decît dacă

$$\alpha_1=\alpha_2, \quad \text{căci} \quad y\neq 0.$$

Să presupunem că ecuaţia cu operatori se descompune în n ecuaţii de forma

$$Ly=\alpha_i y; \quad i=1,2,\ldots, n \tag{2'}$$

şi să considerăm că mulţimea valorilor α_i; $A[\alpha_i]$ este formată din submulţimile $A'[\alpha_r]$ şi $A''[\alpha_s]$;

unde: α_r sînt valori proprii adică conduc la $y\neq 0$ $(r=1, 2, \ldots, p)$,

α_s nu sînt valori proprii adică conduc la $y=0$ $(s=p+1, p+2, \ldots, n)$.

In felul acesta se realizează o corespondenţă între elementele lui A' şi D

$$y=y(\alpha).$$

2. Să considerăm ecuaţia

$$\sum_{i=0}^{h} a_i L_{n-i} y=0 \qquad (a_i \in C) \tag{4}$$

şi să determinăm valorile proprii ale operatorului L astfel ca vectorul propriu corespunzător lui L să verifice şi ecuaţia (4).

Pentru aceasta ţinînd seama de (3) se poate scrie ecuaţia caracteristică

$$\sum_{i=0}^{n} a_i \alpha^{n-i}=0 \tag{5}$$

care ne conduce la ecuaţiile (2').

Cunoscînd pe y_i determinat din (2') şi dacă luăm $\gamma_i \in C$, $(i=1, 2, \ldots, p)$, atunci folosind proprietăţile (1) putem considera ca soluţie pentru (4) pe:

$$y=\sum_{i=1}^{p} \gamma_i y_i \tag{6}$$

Se poate demonstra prin inducţie că vectorii y_i sînt liniar independenţi adică nu pot satisface o relaţie de forma

$$\sum_{i=1}^{m} K_i y_i=0 \text{ pentru } K_i\neq 0, \; m<p. \tag{7}$$

Intr-adevăr pentru $m=1$ nu putem avea:

$$K_1 y_1=0 \quad \text{căci} \quad y_1\neq 0 \tag{8}$$

decît dacă $K_1=0$.

Să presupunem acum că $m-1$ vectori sînt liniar independenţi, adică relaţia

$$\sum_{i=1}^{m-1} K_i y_i=0 \tag{9}$$

nu poate avea loc decît dacă $K_l=0$ și să arătăm că în acest caz nu putem avea o relație de formă (7).

Aplicînd operatorul L lui (7) avem :

$$\sum_{i=1}^{m} K_i\alpha_i y_i=0 \tag{10}$$

și eliminînd între (7) și (10) pe y_m găsim :

$$\sum_{i=1}^{m-1}(\alpha_i-\alpha_m)K_i y_i=0$$

care fiind de forma (9) nu poate fi satisfăcut decît dacă $K_l=0$, $(i=1, 2, \ldots, m-1)$; deoarece $\alpha_i\neq\alpha_m$ iar după (8) și $K_m=0$. În cazul cînd ecuația caracteristică (5) admite rădăcini multiple soluția generală poate fi găsită analog ca și la ecuațiile diferențiale.

3. Să rezolvăm următoarea problemă pentru ecuația (4) : Să se găsească vectorul care să verifice (4) în așa fel încît să avem îndeplinite și condițiile

$$L_K y^0=0, \quad (K=0, 1, 2, \ldots, p-1) \tag{11}$$

Folosind (7) putem scrie :

$$L_K y^0=\sum_{i=1}^{p}\gamma_i\alpha_i^K y_i^0=0$$

care pentru a avea $\gamma_i y_i^0\neq 0$ trebuie ca

$$|\alpha_i^K|=0. \tag{12}$$

Aceasta fiind un determinant Vandermond se anulează numai dacă avem o rădăcină multiplă.

Deci problema pusă admite soluții numai dacă ecuația caracteristică are rădăcini multiple.

4. Cu operatorul definit mai sus putem rezolva și sisteme de forma

$$Ly_i=\sum_{j=1}^{n} a_{ij}y_j \tag{13}$$

unde aplicînd de n ori operatorul L poate fi redus la forma (4) tratată anterior.

În continuare vom căuta să rezolvăm problema direct.

Pentru aceasta reducem problema la găsirea vectorilor proprii ai operatorului L :

$$Ly_i+\alpha y_i .$$

Introducînd acești vectori proprii în (13) găsim :

$$|a_{ij}-\alpha\delta_{ij}|=0, \qquad \delta_{ij}=\begin{cases}1 & \text{pentru } i=j\\ 0 & \text{„ } i\neq j\end{cases} \tag{14}$$

care reprezintă ecuația caracteristică a sistemului (14).

Ecuaţia caracteristică (14) fiind de gradul n în α admite n rădăcini α_1.

Dacă rădăcinile sînt simple atunci vectorii care ne dau soluţia sistemului (15) sînt de forma

$$y_i = \sum_1^p \gamma_i y_i^j$$

5. În particular dacă sistemul (13) este de forma :

$$Ly_i = a_i y_{i+1} \; ; \quad i = 1, 2, \ldots, n \text{ şi } y_{n+1} = y_1$$

ajungem la

$$L_n y_i = a_1 a_2 \ldots n_n y_i$$

a cărui ecuaţie caracteristică este :

$$\alpha^n - a_1 a_2 \ldots a_n = 0.$$

Dacă notăm cu ω_i rădăcinile unităţii avem :

$$\alpha_i = \sqrt[n]{a_1 a_2 \ldots a_n} \cdot \omega_i .$$

Deci soluţia generală a sistemului este :

$$y_i = \sum_{j=1}^n \gamma_j \sqrt[n]{a_1 a_2 \ldots a_n} \cdot y_i^j$$

unde y_i^j sînt date de $Ly_i^j = \alpha_j y_i^j$.

6. Să considerăm de exemplu operatorul definit astfel :

$$L = (1 - x^2) \frac{d^2}{dx^2} - x \frac{d}{dx}$$

care ne conduce la polimele Cebîşev şi să rezolvăm o ecuaţie de forma (4) sau (13).

Notînd cu α_i cele n rădăcini ale ecuaţiei caracteristice pe care le presupunem simple, vom avea :

$$y_i = a_i \cos (\sqrt{-\alpha_i} \arccos x) + b_i \sin (\sqrt{-\alpha_i} \arccos x)$$

şi integrala generală va fi deci :

$$y = \sum_{i=1}^n y_i .$$

УРАВНЕНИЯ С ЛИНЕЙНЫМИ ОПЕРАТОРАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе решаются уравнения с общими линейными операторами, аналогичные дифференциальным уравнениям.

Для этого исползуются понятия собственных значений и векторов принятого линейного оператора и сводится вопрос решения уравнений с операторами к определению собственных векторов соответствующих определенным известным собственным значениям.

ÉQUATIONS À OPÉRATEURS LINÉAUX

(RÉSUMÉ)

Cet ouvrage donne la solution des équations à opérateurs linéaux généraux, analogues aux équations différentielles.

On emploie les notions de valeurs et vecteurs propres de l'opérateur linéal considéré et le problème de la solution des équations à opérateurs se réduit à la détermination des vecteurs propres correspondant à certaines valeurs propres connues.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Ghermănescu, Sur l'équation de Bessel, Bull. Sc. de l'École Polyt. de Timișoara, Tome 4, Fasc. 3—4, 1932, pp. 151—158.
2. M. E. Mayer, *Operatori liniari în spații unitare,* Ed. Tehnică, București, 1956.
3. G. Marinescu, *Spații vectoriale normate,* Ed. Acad. R.P.R., 1956.

ASUPRA MIŞCĂRII PARTICULEI PE O CURBĂ PLANĂ

DE

M. RADOI ŞI I. GROSANU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Considerăm o particulă materială de masa m, care se mişcă pe o curbă (c) sub acţiunea unei forţe $\bar{F}$, a cărei direcţie este mereu tangentă curbei (c_1).

Să determinăm forţa $\bar{F}$ în ipoteza că se cunosc curbele (c) şi $c_1)$ situate în acelaşi plan.

Curbele fiind raportate la polul O, ca în fig. 1, să notăm cu :

v şi v_1 — vitezele punctelor M şi M_1,

ρ — raza de curbură în punctul M,

p şi p_1 — distanţele de la O şi M_1 la tangenta în M,

d — distanţa de la O la tangenta în M_1

$$\bar{U}=\overline{M_1M}$$

$$h=pv$$

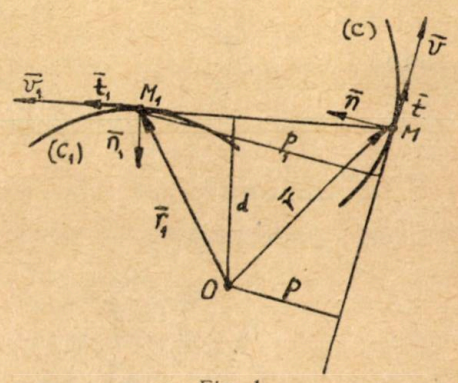


Fig. 1.

Cu aceste notaţii avem :

$$p=\bar{r}\cdot\bar{n}\,;\quad p_1=\bar{u}\cdot\bar{n}\,;\quad d=\bar{r}_1\cdot\bar{n}_1\,.$$

Din relaţia

$$\bar{F}=m\left(\dot{v}\bar{t}+\frac{v}{\rho}\bar{n}\right) \tag{1}$$

se ajunge la formula lui Siacci

$$\bar{F}=m\left(\frac{h}{p^2}\frac{dh}{ds}\bar{t}+\frac{rh^2}{p^3\rho}\frac{\bar{r}}{r}\right). \tag{2}$$

Cum în cazul considerat

$$\bar{r}=\bar{r}_1+\bar{u}\,;\quad \bar{F}=F\bar{t}_1$$

relația (2) devine :

$$\bar{F}=\pm\frac{mh}{p^2}\left[\frac{\sqrt{u^2-p_1^2}}{u}\frac{dh}{ds}+\frac{h}{p_\rho}\left(\sqrt{r_1^2-d^2}-u\right)\right]\frac{\bar{u}}{u}\,. \tag{3}$$

Proiectînd teorema momentului cinetic a forței $\bar{F}$ în raport cu O pe o perpendiculară la planul mișcării avem :

$$\frac{dh}{dt}=\frac{Fd}{m}\,;\quad \frac{dh}{ds}=\frac{F\cdot d}{mv} \tag{4}$$

Din relația (4) și (3) găsim

$$\bar{F}=\pm\frac{mh^2\left(u-\sqrt{r_1^2-d^2}\right)}{p^2\rho\left(pu-d\sqrt{u^2-p_1^2}\right)}\bar{u}. \tag{5}$$

În cazul particular cînd curba (c_1) este un cerc, avem :

$$\bar{F}=\pm\frac{mh^2u}{p^2\rho\left(pu-r_1\sqrt{u^2-p_1^2}\right)}\bar{u} \tag{6}$$

unde :

$$p_1=\frac{u}{r^2}\left(pu+r_1\sqrt{r^2-p^2}\right) \tag{7}$$

În cazul cînd forța $\bar{F}$ este o forță centrală cu centrul în O, atunci :

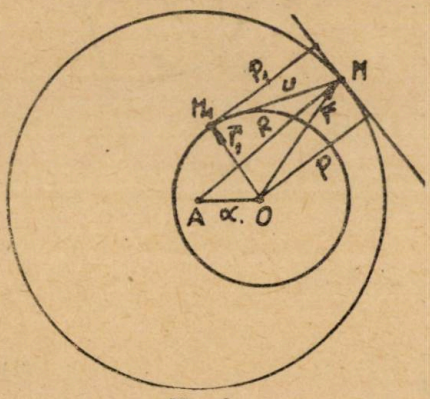


Fig. 2.

$$\frac{dh}{dt}=0$$

deci

$$h=c$$

și formula (6) devine :

$$\bar{F}=\pm\frac{mc^2}{p^3\rho}\bar{r}. \tag{8}$$

2. Să considerăm cazul particular cînd cele două (c) și (c_1) sînt două cercuri ca în fig. 2.

În acest caz

$$p=\frac{P-r^2}{2R}$$

unde

$$P=\alpha^2-R^2$$

iar p_1 se găseşte cu relaţia (7). Făcînd înlocuirile în fomula (6) găsim:

$$\bar{F}=\pm\frac{8mh^2R^2}{(r^2-p)^2\left[r^2-P-\frac{2Rr_1}{r^2}\sqrt{r^4-(pu+r_1\sqrt{r^2-p^2})^2}\right]} \tag{9}$$

Dacă forţa este centrală cu centru în O atunci, $r=0$, $h=c$ şi (9) devine:

$$\bar{F}=\mp\frac{8mc^2R^2}{(P-r^2)^3}\bar{r}.$$

Cînd cele două cercuri sînt concentrice deci:

$$\alpha=0;\quad P=-R^2;\quad p=r=R$$

şi (8) ne dă:

$$\bar{F}=\pm\frac{mh^2}{R^2\left(R^2-r_1^2\right)}\bar{u}.$$

Dacă forţa este centrală, în acest caz avem:

$$\bar{F}=\pm\frac{mc^2}{R^4}\bar{r}$$

Cînd $\alpha=R$; $P=0$ atunci relaţia (9) devine:

$$\bar{F}=\pm\frac{8mh^2R^2}{r^4\left[r^2-\frac{2Rr_1}{r_2}\sqrt{r^4-(pu+r_1\sqrt{r^2-p^2})}\right]}\bar{u} \tag{10}$$

Dacă forţa este centrală din relaţia (10) găsim:

$$\bar{F}=\pm\frac{8mc^2R^2}{r^6}\bar{r}.$$

3. Dacă cele două curbe (c) şi (c_1) sînt o elipsă şi un cerc ca în fig. 3 atunci avem:

$$p^3\rho=a^2b^2$$

iar p_1 se găseşte din relaţia (7). In acest caz forţa este dată de

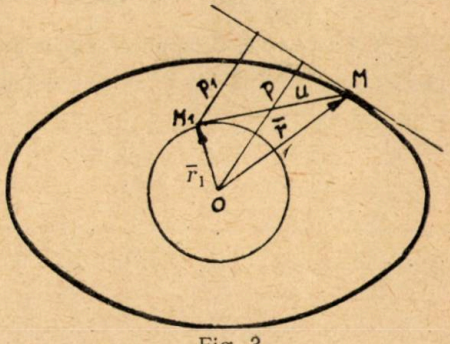


Fig. 3.

$$\bar{F}=\pm\frac{mh^2p}{a^2b^2\left[p-\frac{r_1}{r^2}\sqrt{r^4-(pu+r_1\sqrt{r^2-p^2})^2}\right]}\bar{u} \tag{11}$$

In cazul forţelor centrale cînd relaţia (11) ne dă:

$$\bar{F}=\pm\frac{mc^2}{a^2b^2}\bar{r}.$$

О ДВИЖЕНИИ ЧАСТИЦЫ НА ПЛОСКОЙ КРИВОЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе считаются заданными кривые (c) и (c_1) находящиеся в одной плоскости и находится из зависимости (5) выражения силы действующей на материальную частицу с массой в направлении остающемся все время касательным к кривой (c_1).

В случае центральных сил, выражение силы дается зависимостью (8).

Используя эти формулы, изучается частный случай, когда обе кривые представляют собой окружности, получая при этом для силы выражение (9), а когда они представляют собой элипс и круг, для силы получается зависимость (10).

LE MOUVEMENT DE LA PARTICULE SUR UNE COURBE PLANE

(RÉSUMÉ)

On considère dans cet ouvrage les courbes (c) et (c_1) situées dans le même plan et on trouve à l'aide de la relation (5) l'expression de la force qui actionne sur une particule materielle de la masse (m), ayant la direction toujours tangente à la courbe (c_1).

S'il s'agit de forces centrales on étudie la cas particulier où les deux courbes sont deux cercles et l'on trouve pour la force l'expression (9) ; s'il s'agit d'une ellipse et d'un cercle, ou trouve pour la force la relation (10).

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Silaş, Asupra unor teoreme de mecanică. Gazeta Mat. şi Fizică, seria A, Nr. 8, 1955.
2. D. V. Ionescu, Generalizarea unei probleme a lui Newton, Revista Matematică, Timişoara, anul XII.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL MIȘCĂRII APEI PRIN ORIFICII CIRCULARE

DE

P. NICOLAU, T. NICOARA și GH. POPA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Orificiile circulare în perete subțire se folosesc foarte des pentru măsurarea cu precizie a debitelor.

Formula ce s-a întrebuințat pentru calculul debitului unui orificiu circular în perete subțire este :

$$Q = C_d a \sqrt{2gh}$$

unde : a este secțiunea orificiului,
h — sarcina orificiului, măsurată din centrul său de greutate.
g — accelerația gravitațională a locului.
C_d — coeficientul de debit.

Valoarea debitului este în funcțiune deci, de coeficientul de debit, ce este dat prin tabele de la caz la caz. Ne propunem să determinăm o formulă a debitului, cunoscînd care sînt parametrii ce pot influența curgerea prin orificiu și utilizînd analiza dimensională.

Debitul ce se scurge printr-un orificiu nu poate depinde de cît de : ρ — densitatea lichidului,
σ — tensiunea superficială a lichidului.
μ — coeficientul dinamic de vîscozitate al lichidului.
d — diametrul orificiului.
h — sarcina orificiului.
g — accelerația gravitațională.

Considerînd că preocupațiile noastre sînt în legătură cu mișcarea apei, σ, μ, ρ sînt constante, atunci debitul trebuie să fie o funcțiune de :

$$Q = \Phi(g, h, d). \qquad (1)$$

Funcțiunea (1) va fi de forma :

$$Q = A g^{\alpha} h^{\beta} d^{\gamma}. \qquad (2)$$

Analiza dimensională ne va da :

$$L^3T^{-1}=A(LT^{-2})^{\alpha}L^{\beta}L^{\gamma}.$$

Relaţie care ne permite să scriem formula (2) sub forma :

$$Q=Ag^{1/2}h^{5/2-\gamma}d^{\gamma} \tag{3}$$

relaţie care se poate pune uşor sub forma :

$$Q=m\frac{\pi d^2}{4}g^{1/2}h^{1/2}\left(\frac{h}{d}\right)^{2-\gamma}$$

unde m este un coeficient analog lui A. Notînd $\frac{\pi d^2}{4}=a$ (secţiunea orificiului), relaţia se prezintă final sub forma :

$$Q=m\left(\frac{h}{d}\right)^{n}a\sqrt{gh} \tag{4}$$

unde s-a notat $2-\gamma=n$.

Pentru cunoaşterea exactă a debitului, trebuie să cunoaştem cu precizie funcţiunea $\psi=m\left(\frac{h}{d}\right)^{n}$ ceea ce se reduce la cunoaşterea valorilor m şi n.

Am folosit metoda de reprezentare logaritmică, punînd relaţia (4) sub forma :

$$\lg\frac{Q}{a\sqrt{gh}}=\lg m+n\lg\left(\frac{h}{d}\right). \tag{5}$$

Reprezentînd în abscisă log h/d, iar în ordonată log $Q/a\sqrt{gh}$ sîntem în măsură a determina valorile lui log m şi ale lui n, şi în consecinţă, expresia practică a debitului.

★

MODUL DE EFECTUARE A EXPERIENŢELOR DIN LABORATORUL DE HIDROTEHNICA AL FACULTĂŢII DE CONSTRUCŢII DIN TIMIŞOARA

Experienţele au fost efectuate la orificii prevăzute într-o tablă cu $\delta=1$ mm, grosime, montată la extremitatea unui canal cu faţa liberă din sticlă, cu dimensiunile de 52×50 cm, şi lungime de 12 m, cu posibilitatea de-a avea deasupra orificiului sarcini variabile. Alimentarea a fost prevăzută cu un timpan din pietriş pentru a disipa energia vinei de alimentare a canalului şi cu plutitoare pentru liniştirea apei. În faţa orificiului suprafaţa apei a fost perfect liniştită iar viteza de apropiere aproape neexistentă.

REZULTATE

La un orificiu de 10,05 mm, diametru, s-au efectuat 102 măsurători, înscrise în diagrama din fig. 1.

Se vede că punctele se înscriu pe o dreaptă de forma :

$$Y=A_1+nx \quad \text{unde} \quad Y+\lg\frac{Q}{a\sqrt{gh}};\quad A_1=\lg m;\quad X=\lg\left(\frac{h}{d}\right) \tag{6}$$

această dreaptă trece prin punctele : P_1 (0,7 ; 0,027) şi P_2 (1,3 ; 0,00).

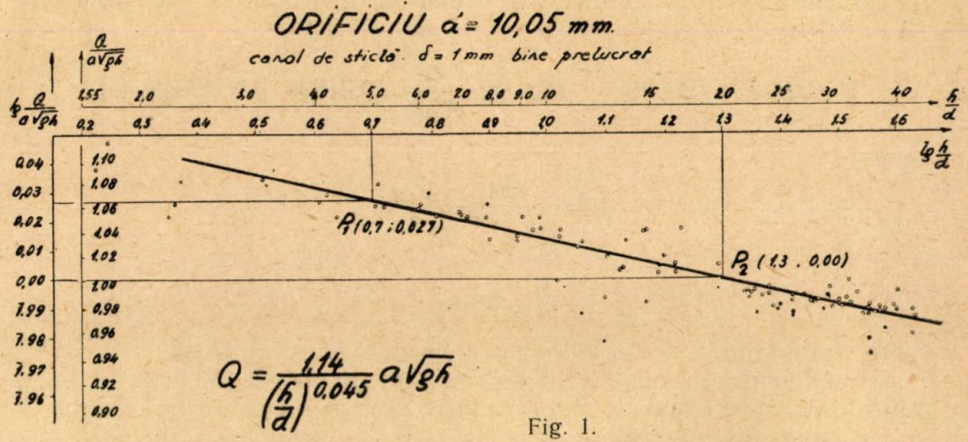


Fig. 1.

Înlocuind aceste puncte în relaţia (6) se obţine :

$$n = -\frac{0{,}027}{0{,}60} = -0{,}045 \qquad A = 0{,}00 + 0{,}045 \times 1{,}3 = 0{,}0589.$$

Ecuaţia (5) are deci forma :

$$\lg \frac{Q}{a\sqrt{gh}} = 0{,}0585 - 0{,}045 \lg \frac{h}{d}$$

sau sub formă definitivă :

$$Q = \frac{1{,}14}{\left(\frac{h}{d}\right)^{0{,}045}} a\sqrt{gh}.$$

În aceleaşi condiţii au fost conduse experienţele şi calculele pentru un orificiu de 21 mm, diametru, rezultatele fiind înscrise în fig. 2.

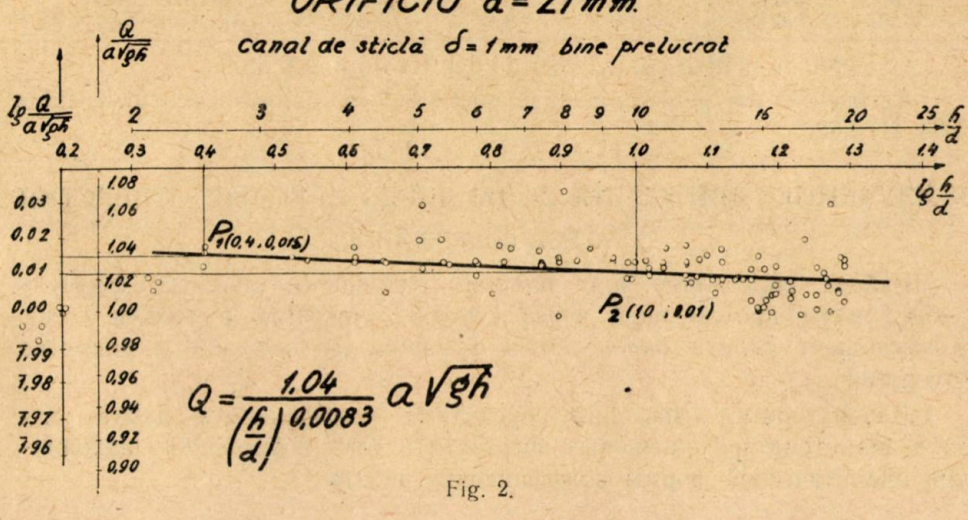


Fig. 2.

Punctele după cum se observă, se înscriu pe o dreaptă ce trece prin : P_1 (0,4 ; 0,015) şi P_2 (1,00 ; 0,01) a cărei ecuaţie este :

$$Y = 0{,}0183 - 0{,}0083 \times \quad \text{sau} \quad \lg \frac{Q}{a\sqrt{gh}} = 0{,}0183 - 0{,}0083 \lg \left(\frac{h}{d}\right)$$

de unde :

$$Q = \frac{1{,}04}{\left(\frac{h}{d}\right)^{0{,}0083}} a\sqrt{gh}.$$

CONCLUZII

Din studiul diagramelor celor 2 orificii încercate rezultă că :

— Coeficientul de debit pentru orificii cu diametrul în jurul lui 1 cm, şi în jurul lui 2 cm, (respectiv valoarea lui) scade odată cu creşterea sarcinii.

— Coeficienţii de debit tind să se uniformizeze la sarcini mari aşa după cum se vede din diagrame, la sfîrşitul intervalului punctele tind a se aşeza pe o dreaptă aproape orizontală.

— Se observă la sarcini mari, paralel cu tendinţa de uniformizare a coeficienţilor de debit, o micşorare a vibraţiei vinei de apă.

Dăm mai jos un tabel în care, pentru anumite sarcini, facem comparaţia între coeficienţii de debit daţi în literatură şi cei găsiţi de noi.

h cm	C_d pentru d=10 mm		Diferenţe %	C_d pentru d=20 mm		Diferenţe %
	In literatură	cu formula $\frac{m}{\sqrt{2}}\left(\frac{h}{d}\right)^n$		In literatură	cu formula $\frac{m}{\sqrt{2}}\left(\frac{h}{d}\right)^n$	
10	0,642	0,728	13	0,626	0,730	16,5
20	0,639	0,706	11	0,619	0,722	16,5
30	0,634	0,692	9	0,613	0,718	16,0
50	0,620	0,671	8,5	0,609	0,712	17,0

Chiselet dă pentru coeficienţii de debit valoarea 0,60.

Agroschin dă pentru acelaşi coeficient o valoare cuprinsă între 0,60 şi 0,62.

К ИЗУЧЕНИЮ ДВИЖЕНИЯ ВОДЫ ЧЕРЕЗ КРУГЛЫЕ ОТВЕРСТИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа определяет при помощи размерного анализа формулу дебита воды протекающей через круглые отверстия в тонкой стене. Коэффициент дебита определен в функции от нагрузки и диаметра отверстия.

Лабораторные испытания определяют коэффициенты дебита для двух диаметров при различных нагрузках и дают возможность нахождения аналитической формы коэффициента дебита.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE L'ÉCOULEMENT DE L'EAU PAR DES ORIFICES CIRCULAIRES

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage détermine, à l'aide de l'analyse des dimensions, une formule concernant le débit qui s'écoule par les orifices circulaires, dans une paroi mince. Le coefficient de débit est déterminé en fonction de la charge et du diamètre de l'orifice.

Les expériences de laboratoire déterminent les coefficients de débit pour 2 diamètres à charges différentes et offrent la possibilité de trouver la forme analytique du coefficient de débit.

BIBLIOGRAFIE

1. I. I. Agroschin, *Curs de Hidraulică*, (trad. din l. rusă), Ed. Energetică de Stat, 1953.
2. P. V. Chiselef, *Indreptar pentru calcule hidraulice*, (trad. din l. rusă), Ed. Energetică de Stat, 1953.
3. P. Nicolau, *Curs de Hidraulică*, 1929, litografiat.

DETERMINAREA REZISTENȚELOR MECANICE ALE BETONULUI PE PROBE CILINDRICE

DE

AVRAM N. CONST., STOIAN CONST. și NEGRU ANA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. Cunoașterea rezistențelor limită, de rupere, ale betonului este necesară pentru proiectarea corectă și economică a construcțiilor din beton și beton armat, cum și pentru controlul execuției lucrărilor.

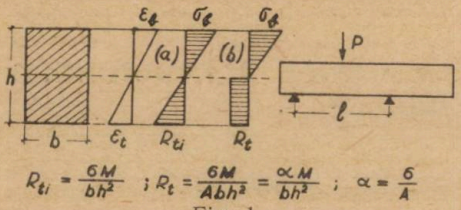
Determinarea rezistențelor mecanice ale betonului se face în mod obișnuit prin metode destructive și anume prin ruperea în condiții standardizate a unor epruvete standardizate confecționate și păstrate pînă la rupere în condiții standardizate.

Normele diferitelor țări prevăd, în general, determinarea rezistențelor de rupere la compresiune centrică și la întindere centrică sau din încovoiere. Ceea ce diferă însă de la o țară la alta sînt : forma și dimensiunile epruvetelor, condițiile de confecționare și păstrare a epruvetelor, cum și modul de rupere a lor (în special viteza de încărcare). Această diversitate a condițiilor privind determinarea rezistențelor mecanice ale betonului îngreunează compararea rezultatelor obținute în diferite țări asupra unei anumite probleme. Tendința actuală este de a se uniformiza aceste condiții pe baza unui standard universal ; majoritatea cercetătorilor din aproape toate țările sînt de acord să se adopte, pentru încercările la compresiune și întindere, epruvete de formă cilindrică cu diametrul $d = 15$ cm și lungimea $l = 30$ cm.

1.1. Problema cea mai disputată este aceea a determinării rezistenței betonului la întindere. S-a renunțat, în general, la determinarea acestei rezistențe pe epruvete supuse la întindere centrică din cauza dificultăților de încercare ; o excentricitate oricît de mică a forței de întindere duce la rezultate eronate și la o împrăștiere mare a rezultatelor, datorită încovoierii suplimentare care apare.

În majoritatea țărilor rezistența la întindere se determină pe prisme de beton supuse la încovoiere simplă, încercarea fiind foarte ușor de realizat (fig. 1).

Rezistenţa la întindere R_{ti} determinată cu formula lui Navier este o mărime pur convenţională, întrucît sub sarcini betonul se comportă ca un material elastic-vîscos-plastic ; R_{ti} este totdeauna mai mare decît rezistenţa la întindere pură R_t. Luarea în considerare a plasticizării zonei întinse se face prin admiterea unei diagrame a eforturilor unitare ca în fig. 1 *b*. Pentru mărci obişnuite de beton, încercările de laborator au arătat că raportul $A = R_{ti}/R_t$ variază între 1,5 şi 2, cu valoarea medie de 1,7 ; normele sovietice şi cele romîneşti calculează pe R_t cu $\alpha = 6/A = 3{,}5$, cele franceze cu $\alpha = 3{,}6$ etc.

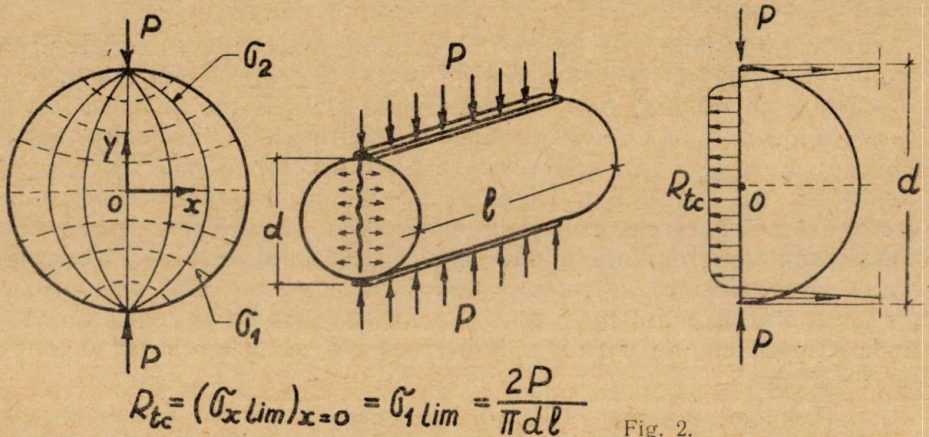


$$R_{ti} = \frac{6M}{bh^2} \; ; \; R_t = \frac{6M}{Abh^2} = \frac{\alpha M}{bh^2} \; ; \; \alpha = \frac{6}{A}$$

Fig. 1.

Dar şi mărimea R_t astfel calculată este convenţională şi nu reprezintă rezistenţa reală de întindere a betonului. Încercările efectuate în diferite ţări, şi în special în U.R.S.S., au arătat că R_t depinde de înălţimea h a secţiunii transversale a epruvetei şi de marca betonului şi anume A scade odată cu creşterea lui h şi a mărcii betonului (diagrama (*b*) tinde către diagrama (*a*) — fig. 1); pentru betoane inferioare putem avea $A = 3{,}2$, în timp ce pentru betoane superioare A trebuie să tindă spre 1 (după Rüsch, pentru betoane cu $R_b \geqslant 1\,200$ kg/cm²). Încercările efectuate la laboratorul de Beton Armat din Timişoara au confirmat acest lucru [3].

Secţiunile epruvetelor au diferite mărimi : 10×10 cm în R.P.R., 15×15 cm în U.R.S.S., 7,1×7,1 cm şi 14,1×14,1 cm în Franţa etc.



$$R_{tc} = (\sigma_{x\,lim})_{x=0} = \sigma_{1\,lim} = \frac{2P}{\pi d l}$$

Fig. 2.

Carneiro în Brazilia (în 1947) şi Akazawa în Japonia au propus în mod independent, pentru înlăturarea neajunsurilor de mai sus, determinarea rezistenţei la întindere R_t prin despicarea unor probe cilindrice supuse la compresiune în lungul a două generatoare diametral opuse. În planul meridian vertical, care cuprinde încărcarea dată de plăcile presei, se dezvoltă eforturi unitare orizontale de întindere constante pe întreaga înălţime a diametrului (fig. 2 şi 3). Rezistenţa R_t se determină cu formula

stabilită de Hertz încă din 1883 pentru corpuri elastice şi verificată foto-elastic [6]:

$$R_t = \frac{2P}{\pi dl}.$$

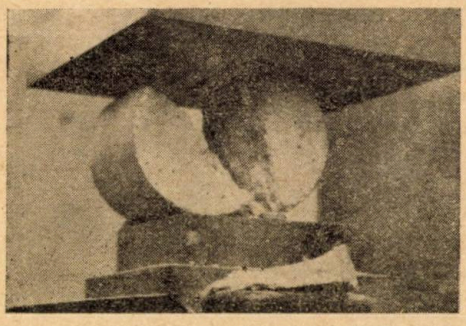


Fig. 3 *a*.

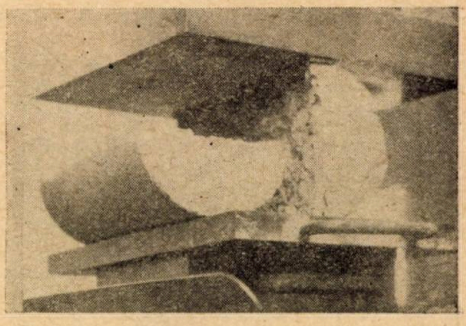


Fig. 3 *b*.

În lungul generatoarelor încărcate apar eforturi de compresiune verticale şi orizontale foarte mari (teoretic infinite); pentru repartizarea sarcinii se interpun între plăcile presei şi cilindrul de beton fîşii din carton, placaj sau talpă de piele de cîţiva mm grosime şi cîţiva zeci de mm lăţime.

Viteza de încărcare se ia $^1/_4$ din viteza de încărcare la compresiune, pentru ca acceleraţia presei de încercare să fie aproximativ aceeaşi în ambele cazuri (ultima variază însă în limite destul de largi, spre exemplu 1 kg/cm²/s în Brazilia şi 5 kg/cm²/s în R.P.R.).

În Brazilia încercarea a fost normalizată cu începere din 1958 [2]; se folosesc cilindri cu $d = 15$ cm şi $l = 30$ cm, care se încarcă cu viteza de 0,25 kg/cm²/s.

Pentru elucidarea tuturor factorilor care condiţionează ruperea la întindere prin despicarea cilindrilor de beton comprimaţi, au fost efectuate o serie de studii experimentale în U.R.S.S. ([4], [5], [7]), în ţările nordice [9], în Germania, Franţa etc.; la Laboratorul de Beton Armat din Timişoara aceste studii au început în 1959.

Rezultatul cel mai important al cercetărilor este faptul consemnat de majoritatea cercetătorilor, că rezistenţa R_t este practic independentă de dimensiunile cilindrului încercat (variaţii de 5—8%) şi de dimensiunile garniturilor (variaţii de 2—5%), fiind funcţie de calitatea betonului, pentru anumite materiale date. Se poate deci considera că rezistenţa la întindere din despicare reprezintă rezistenţa reală de întindere a betonului, în mod exact pentru betoanele de mărci superioare şi suficient de exact pentru cele de mărci inferioare, care au deformaţii plastice mai importante. Trebuie amintit şi faptul că rezistenţa la întindere din încovoiere este mult influenţată de contracţia din uscare a stratului superficial de beton al epruvetei, efortul maxim de întindere producîndu-se în fibrele extreme.

1.2. Rezistenţa la compresiune se determină în Europa pe cuburi de 10—30 cm latură şi pe bucăţi din prismele rupte la încovoiere. În S.U.A.,

Brazilia [1] etc. se folosesc cilindri cu $d=15$ cm ($\sim 6''$) şi $l=30$ cm ($\sim 12''$); cilindrii sînt admişi şi în unele ţări din Europa (Norvegia, Suedia, Danemarca, Finlanda etc.), în paralel cu cuburile.

Rezistenţa la compresiune centrică pe cuburi R_b este influenţată de frecarea dintre plăcile presei şi feţele încărcate ale cubului şi reprezintă de fapt o mărime convenţională comparabilă, care nu corespunde situaţiei din construcţii, unde elementele comprimate au în general formă prismatică alungită. La epruvetele cilindrice, la care înălţimea este dublul diametrului, influenţa frecării este aproape eliminată (fig. 4), pentru care motiv se consideră că rezistenţa la rupere pe cilindri lungi R''_{bc} este mai apropiată de realitate.

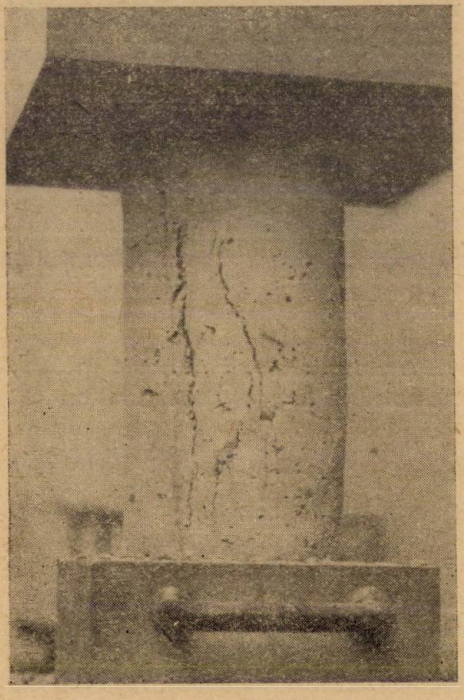


Fig. 4.

Odată cu propunerile pentru determinarea rezistenţei la întindere pe epruvete cilindrice, s-au făcut şi propuneri pentru determinarea rezistenţei la compresiune pe epruvete cilindrice, ceea ce reprezintă marele avantaj de a se folosi aceleaşi tipare şi acelaşi echipament pentru încercări.

Cuburile prezentau avantajul că se puteau comprima pe feţele care au fost în contact cu feţele tiparului, deci perpendicular pe direcţia de batere şi de sedimentare a betonului (aşa cum prevede şi STAS 1275-50), aşa încît nu era în general necesară rectificarea acestor feţe; faţa superioară a cilindrilor trebuie însă rectificată pentru a fi plană şi paralelă cu faţa inferioară.

Thaulow ([8], [9]) a proiectat şi realizat tipare metalice cilindrice speciale — folosite după aceea şi în alte ţări, cum şi în laboratorul nostru de Beton Armat — care elimină necesitatea rectificării feţei superioare a epruvetelor. Proba se toarnă şi se îndeasă în poziţie verticală, se fixează după o tehnologie specială un capac metalic la partea superioară şi apoi tiparul metalic se culcă pentru ca betonul să sedimenteze cu epruveta în poziţie orizontală.

2. În cadrul laboratorului de Beton Armat din Timişoara s-au făcut pînă în prezent zece serii de încercări, fiecare serie cuprinzînd :

— 3 cuburi de 20 cm latură pentru determinarea rezistenţei la compresiune R_b ;

— 6 cilindri scurţi cu $d=15$ cm şi $l=15$ cm pentru determinarea rezistenţei la compresiune R'_{bc} şi la întindere R'_{tc};

— 6 cilindri lungi cu $d=15$ cm şi $l=30$ cm pentru determinarea rezistenţei la compresiune R''_{bc} şi întindere R''_{tc};

— 3 prisme de $10\times10\times55$ cm pentru determinarea rezistenţei la întindere R_t.

Rezultatele încercărilor sînt date în tabela 1. În fig. 5 sînt reprezentate, procentual, rezistenţele R'_{tc}, R''_{tc}, R_t, R'_{bc} şi R''_{bc} în funcţie de rezistenţa R_b, adică în funcţie de marca betonului stabilită conform STAS 1275-50.

Tabela 1

Proba nr.	Vîrsta în zile	R_b kg/cm²	R'_{bc} kg/cm²	R''_{bc} kg/cm²	R_t kg/cm²	R'_{tc} kg/cm²	R''_{tc} kg/cm²	$R_{tc}=\frac{R'_{tc}+R''_{tc}}{2}$ kg/cm²	$100\frac{R'_{bc}}{R_b}$ %	$100\frac{R''_{bc}}{R_b}$ %	$100\frac{R_t}{R_b}$ %	$100\frac{R_{tc}}{R_b}$ %
1	27	134	133	106	10,8	16,5	14,5	15,5	103,0	79,4	7,9	11.5
2	29	205	188	148	14,2	20,9	22,5	21,7	91,8	72,3	6,9	10,6
3	28	203	199	130	18,6	20,1	22,2	21,2	98,2	64,1	9,2	10,4
4	28	209	209	197	17,0	23,2	23,7	23,5	100,0	94,2	8,1	11,2
5	28	234	218	187	17,4	18,7	21,2	20,0	93,2	80,0	7,4	8,6
6	28	420	465	348	26,0	32 3	38,9	35,6	110,6	82,8	6,2	8,5
7	28	334	370	267	20,9	33,2	33,1	33,2	110,7	80,0	6,3	9,9
8	28	214	229	174	14,5	23,0	20,2	21,6	107,0	81,4	6,8	10,1
9	32	303	270	174	16,1	18,8	18,4	18,6	89,2	57,5	5,3	6,2
10	7	256	244	258	19,4	22,9	25,8	24,4	95,3	100,6	7,6	9,6
			Media aritmetică						99,9	79,2	—	—

Epruvetele s-au executat în condiţii de şantier, folosind balast de Ghioroc („utilizabil") şi ciment P 300, M 400 şi RIM, cu dozaje de 240—450 kg/m³ şi raportul $A/C=0{,}40$—$0{,}65$.

Rezistenţele la compresiune s-au determinat cu o viteză de încărcare de 5 kg/cm²/s, iar cele la întindere cu o viteză de 1,25 kg/cm²/s. Pentru determinarea rezistenţelor la întindere pe probe cilindrice s-au folosit fîşii din talpă de piele de 4 mm grosime şi 25 mm lăţime.

2.1. Din încercări rezultă că rezistenţele la întindere pe probe cilindrice sînt mai mari decît cele pe probe prismatice: $R_{tc}>R_t$ Diferenţa $(R_{tc}-R_t)$ scade pe măsură ce marca betonului creşte.

Curba medie a rezistenţelor relative la întindere pe cilindri $100\,R_{tc}/R_b$ stabilită după metoda celor mai mici pătrate, are expresia:

$$\frac{100\,R_{tc}}{R_b}=40{,}6\,R_b^{-0{,}26},$$

ceea ce corespunde la $100\,R_{tc}/R_b=12{,}2\,\%$ pentru beton marca B 100, respectiv 8,4% pentru beton marca B 400. Rezultatele experimentale prezintă faţă de curba medie o eroare medie de 0,8% şi o eroare pătratică medie (abatere standard) de 1,2%.

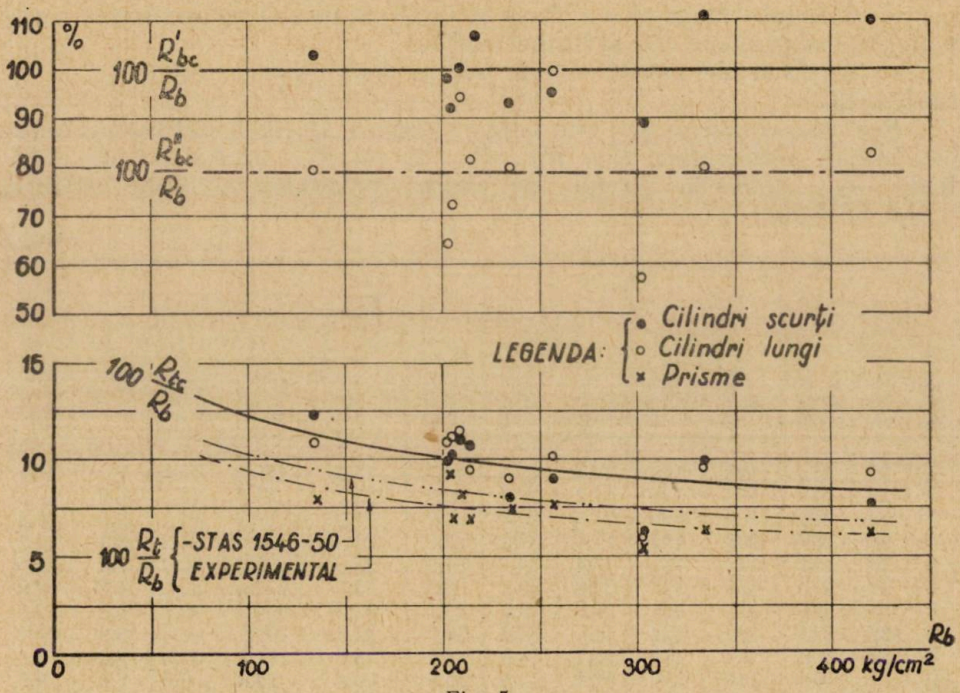


Fig. 5.

Curba medie a rezistenţelor relative la întindere pe prisme $100R_t/R_b$, determinată experimental, are ordonatele cu circa 0,8% mai mici decît cele ale curbei STAS 1546-50.

2.2. Rezistenţele la compresiune pe clindri scurţi (R'_{bc}) sînt aproximativ egale cu cele pe cuburile de 20 cm latură (R_b). În intervalul studiat, între cele două rezistenţe există un raport mediu constant: $100\ R'_{bc}/R_b = 99{,}9\%$. Faţă de această medie, rezultatele experimentale prezintă o eroare medie de 6,4%, o eroare pătratică medie de 7,4% şi un coeficient de variaţie de 7,4%.

Rezistenţele la compresiune pe cilindri lungi (R''_{bc}) sînt mai mici decît cele pe cuburile de 20 cm latură (R_b), caracterul ruperii fiind diferit. În intervalul studiat s-a găsit un raport mediu constant între cele două rezistenţe: $100\ R''_{bc}/R_t = 79{,}2\% \cong 80\%$. Faţă de valoarea medie de 79,2%, rezultatele experimentale prezintă o eroare medie de 8,8%, o eroare pătratică medie de 12% şi un coeficient de variaţie de 15,1%. Pentru un interval mai mare, Rüsch a găsit de asemenea un raport constant între cele două rezistenţe (88%), rezistenţele cubice fiind determinate conform normelor germane. Totuşi, aşa cum arată majoritatea cercetărilor, raportul dintre rezistenţa cilindrică (pe cilindri lungi) şi rezistenţa cubică este dependent de marca betonului şi anume scade cînd marca betonului creşte.

3. Pentru a se putea compara rezultatele studiilor şi cercetărilor făcute în diferite ţări în domeniul betonului şi betonului armat, este necesar în

primul rînd să se elaboreze un standard universal pentru determinarea rezistenţelor mecanice ale betonului.

În general este suficientă determinarea rezistenţelor la compresiune şi la întindere, pentru care sînt indicate epruvetele cilindrice cu diametrul de 15 cm şi lungimea de 30 cm, cu avantajele arătate mai înainte.

Standardul trebuie să cuprindă condiţii precise de confecţionare, păstrare şi încercare a epruvetelor.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СОПРОТИВЛЕНИЙ БЕТОНА НА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа указывает на преимущество определения сопротивления бетона при сжатии и растяжении на цилиндрических образцах и на необходимость разработки универсального стандарта в этом смысле.

Сообщаются и анализируются полученные в лаборатории железобетона в г. Тимишоаре результаты, относящиеся к определению сопротивления при сжатии кубов и цилиндров, а также сопротивлений при растяжении изогнутых призм и цилиндров.

LA DÉTERMINATION DES RÉSISTANCES MÉCANIQUES DU BÉTON SUR ÉPROUVETTES CYLINDRIQUES

(RÉSUMÉ)

L'étude souligne les avantages de la détermination des résistances du béton à la compression et à la traction sur éprouvettes cylindriques et la nécessité de l'élaboration d'un standard universel en ce sens.

On communique et on analyse les résultats des essais effectués dans le laboratoire de Béton Armé de Timişoara concernant la détermination des résistances à la compression par des essais sur éprouvettes cubiques et cylindriques et des résistances à la traction par des essais sur éprouvettes prismatiques et cylindriques.

BIBLIOGRAFIE

1. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Ensaio à compressão de corpos de prova cilindricos de concreto (MB-3, 1937).
2. Associaçao Brasileira de Normas Técnicas, Resistência à tração simples de argamassas et concreto par compressão diametral de corpos de prova cilindricos (MB-212, 1958).
3. Filimon Ion, Unele probleme ale betonului slab armat (Autoreferat dizertaţie, Litografia Învăţămîntului Timişoara, 1959).
4. Osipov A. D., Opredelenie predela procinosti betona pri rastiajenia (Moskva, Gidrotehniceskoe stroitelstvo, 1956, nr. 8).
5. Pflaumer O. E., Opredelenie na sjimaemîh ţilindriceskih obraztah procinosti betona pri rastiajenii (Moskva, Beton i jelezobeton, 1959, nr. 1).
6. Pirard A., La photoélasticité (Paris, Dunod, 1947).
7. Skramtaev B. G., Subenkin P. F., Budilov A. A., O novom metode opredeleniia procinosti betona na rastiajenie (Moskva, Stroitelnaia promîşlennost, 1958, nr. 3).
8. Thaulow Sven, Field Testing of Concrete (Oslo, Norsk Cementforening, 1952).
9. Thaulow Sven, Tensile Splitting Test and High Strength Concrete Test Cylinders (Journal of the American Concrete Institute, nr. 7, vol. 28, Ianuary 1957; nr. 6, vol. 29, December 1957).

CÎTEVA CONCLUZII PRIVIND CAPACITATEA PORTANTĂ A TERENULUI ÎN CAZUL SUPRAETAJĂRILOR

DE

V. IZDRAILA şi A. GIDEA

Comunicare prezentată în sesiunea VI-a de comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 7—8 iunie 1958

În ultimii ani în oraşele mari, în special cele dezvoltate pe orizontală, au luat o oarecare răspîndire lucrările de supraetajare.

În cadrul catedrei de geotehnică şi fundaţii de la facultatea de construcţii s-a întocmit documentaţia geotehnică pentru un număr de 21 clădiri supraetajate, dintre care 8 au fost executate pînă în prezent.

În acest scop, în problema cercetării terenului de fundaţii şi a ansamblului construcţie teren, preocuparea noastră de bază a fost stabilirea capacităţii portante a terenului adică a presiunii admise, ţinînd seama de efectul favorabil al precomprimării terenului sub acţiunea sarcinilor transmise de clădirea existentă, adică determinarea unui spor de presiune peste presiunea admisă calculată în mod obişnuit.

MODIFICAREA CARACTERISTICILOR FIZICO-MECANICE ALE PĂMÎNTURILOR ÎN URMA PRECOMPRIMARII LOR

Pămînturile întîlnite pe amplasamentele cercetate în oraşul Timişoara sînt depozite aluvionare recente, stratificate în general uniform şi se pot grupa în 2 categorii şi anume:

— pămînturi nisipoase: nisipuri mijlocii şi nisipuri fine, nisipuri prăfoase sau argiloase;

— pămînturi argiloase: prafuri sau nisipuri argiloase, luturi, argile prăfoase sau nisipoase.

Se va urmări pe scurt, în cele ce urmează, efectul precomprimării asupra cîtorva caracteristici fizico-mecanice ale pămînturilor. Modificarea acestor caracteristici se produce în funcţie de mărimea presiunilor aplicate şi de timpul în care acţionează aceste presiuni.

În cazul pămînturilor nisipoase factorul timp se poate neglija întrucît îndesarea lor are loc într-un interval de timp scurt, de obicei pe durata de execuţie a construcţiei. Pentru pămînturile argiloase, deşi

timpul joacă un rol esenţial în procesul de consolidare, totuşi pentru amplasamentele cercetate în oraşul Timişoara, acest proces de consolidare poate fi considerat practic terminat dată fiind vechimea mare (peste 50 ani) a clădirilor în cauză, precum şi existenţa unor pămînturi ca prafuri sau nisipuri argiloase, mai rar argile prăfoase, pămînturi cu o perioadă mai redusă de consolidare.

Rămîne deci ca factor esenţial în procesul de consolidare mărimea sarcinii aplicate, în funcţie de care s-a verificat, direct sau indirect, modificarea unor caracteristici fizico-mecanice ale pămînturilor cercetate. Astfel :

a) Porozitatea, respectiv conţinutul de apă în cazul pămînturilor saturate, scade pe măsură ce sarcina de precomprimare creşte (fig. 1). Reducerea porozităţii şi a umidităţii conduce la îmbunătăţirea pămînturilor prin sporirea capacităţii portante. Astfel sporul de presiune dat de STAS 3503-52 pentru trecerea nisipurilor de la starea de îndesare mijlocie la cea îndesată variază între 25% şi 66%. De asemenea la pămînturile argiloase, presiunea admisă creşte odată cu reducerea porozităţii şi umidităţii, pămîntul se consolidează, consistenţa creşte, admiţîndu-se o majorare a presiunilor admise cu 30—60% pe lîngă o scădere a porozităţii cu 15—20%.

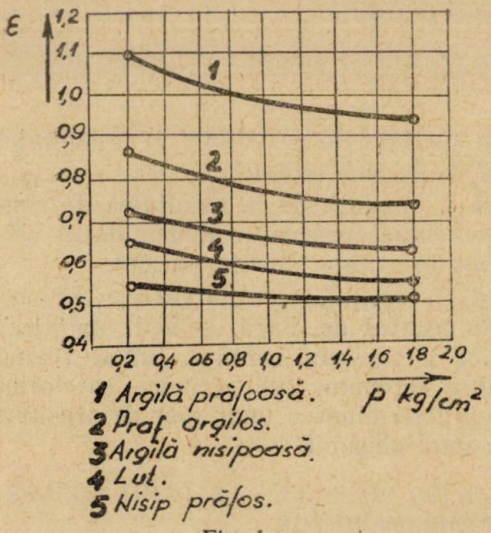


Fig. 1.

b) Creşterea rezistenţei la forfecare a pămînturilor de pe urma precomprimării lor poate fi urmărită mai bine dacă ecuaţia lui Coulomb se scrie sub forma corectată de N. N. Maslov :

$$S_{pw} = p \cdot \operatorname{tg} \varphi_w + c_w$$

Indicii w care afectează mărimile φ şi c arată dependenţa care există între aceste caracteristici şi umiditatea pămîntului ; unghiul φ scade în mod mai pronunţat cu creşterea umidităţii pe cînd variaţia coeziunii este mai lentă, dată fiind turtirea învelişurilor de apă de constituţie şi deci creşterea forţelor de atracţie p_e dintre granule, ca urmare a apropierii granulelor din cauza reducerii porozităţii (v. fig. 2).

Sînt de asemenea cunoscute diagramele reprezentînd relaţia dintre rezistenţa totală la forfecare şi umiditate, respectiv porozitate, pe lîngă diferite presiuni de compactare (fig. 3 *a*). Cu ajutorul acestei curbe se

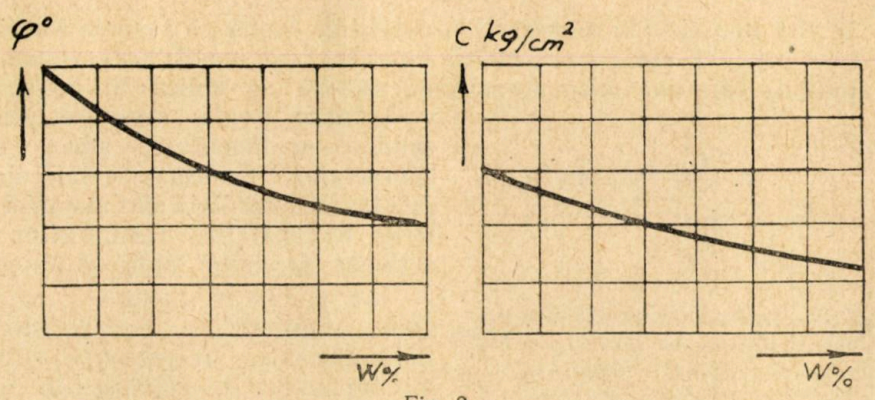


Fig. 2.

poate trasa variația rezistenței totale de forfecare (S_{pw}) în funcție de presiunea efectivă de compactare, considerînd umiditatea la sfîrșitul procesului de consolidare (fig. 3 *b*). Verificarea experimentală a celor de mai

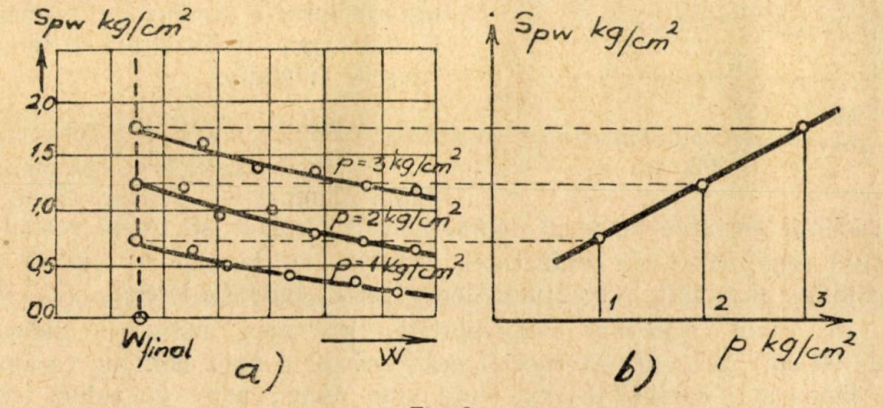


Fig. 3.

sus s-a efectuat de către noi pe probe de argilă prăfoasă, obținîndu-se, pe lîngă o precomprimare de 1,5—2,0 kgr/cm², o sporire a rezistenței la forfecare de 10—20% față de cea corespunzătoare terenului în stare naturală.

c) În privința compresibilității pămînturilor, experiențele efectuate au arătat că deformația totală a unor pămînturi argiloase supuse la compresiune, în cazul aplicării sarcinii în două sau mai multe trepte (cazul supraetajărilor), este cu 10—12% mai mică decît deformația totală a aceluiași pămînt încărcat într-o singură treaptă cu aceeași sarcină (fig. 4). În cazul supraetajărilor modulul de compresibilitate al pămînturilor crește în urma îndesării lor sub acțiunea sarcinilor anterioare (cifric, s-a obținut o majorare de 20—60%).

O altă împrejurare favorabilă o constituie faptul că tasarea imediată (tasarea produsă din cauza cedării laterale, fără modificarea volumului pământului) este mai mică atunci cînd sarcina se aplică în două sau mai multe trepte, deoarece pentru sarcina suplimentară, adusă prin supraetajare, deformaţiile laterale şi deci tasarea imediată sînt mai mici datorită îmbunătăţirii pământurilor sub acţiunea sarcinilor aplicate anterior.

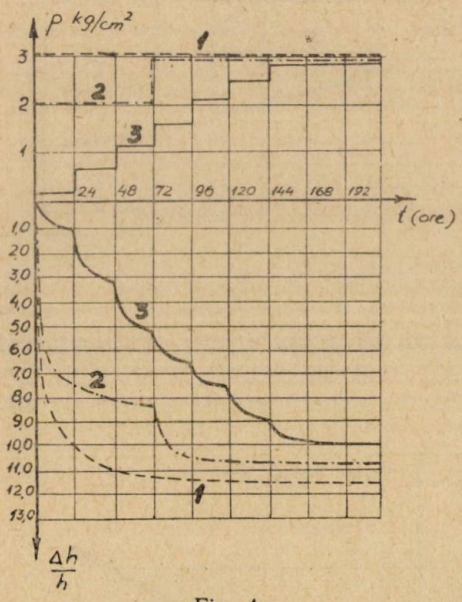


Fig. 4.

La pământuri nisipoase, modificarea esenţială a caracteristicilor fizico-mecanice, în prezenţa sarcinilor transmise de construcţiile existente, se face mai ales sub acţiunea vibraţiilor produse de circulaţie, cutremure, explozii etc.

Variaţia de nivel a apelor subterane şi în special coborîrea nivelului acestora, a condus de asemenea la îndesarea suplimentară a terenurilor de fundaţie.

ROLUL CONSTRUCŢIEI

Pe lîngă modificarea caracteristicilor pământului, pentru stabilirea capacităţii portante în cazul supraetajărilor, trebuie să ţinem seama de natura construcţiei, de conlucrarea acesteia cu terenul în cadrul aşa numitului ansamblu „construcţie-teren“ sau „fundaţie-teren“.

In cazul clădirilor supraetajate, grosimea mare a zidurilor (60—90 cm), prezenţa în special peste subsol a unor bolţi de cărămidă de dimensiuni apreciabile, existenţa unui număr mare de ziduri transversale, precum şi dimensiunile mici în plan, asigură întregii construcţii o rigiditate spaţială şi o rezistenţă sporită la tasările neuniforme.

Un alt factor favorabil în cazul clădirilor vechi cu subsol este încastrarea acestora în teren. Datorită compactării pământurilor în jurul clădirii s-a realizat în timp aderenţa acestora la pereţii subsolului, fapt care asigură o încastrare elastică a întregii construcţii în teren. Conlucrarea fundaţiei cu terenul nu numai prin intermediul tălpii acesteia, dar şi pe feţele laterale, precum şi faptul că fundaţiile în fîşie ale zidurilor longitudinale sînt legate între ele prin fundaţiile zidurilor transversale, formînd astfel împreună un grătar, fac ca, la o mică adîncime în teren, sub talpa fundaţiilor, presiunile să se micşoreze şi suprapunîndu-se, să devină aproximativ uniforme ca în cazul fundaţiei radier general.

CONCLUZII

Pe baza celor de mai sus, dată fiind îmbunătățirea pământurilor de fundație precum și conlucrarea favorabilă a sistemului construcție-teren, rezultă că, în cazul supraetajărilor, capacitatea portantă a pământurilor este mai mare față de cea determinată în mod obișnuit pentru clădirile noi.

În vederea determinării acestei capacități portante, s-ar putea folosi două căi și anume :

A. Cercetarea în laborator sau la fața locului a terenului îmbunătățit, adică determinarea noilor caracteristici ale pământului consolidat, îndesat. Cu ajutorul rezultatelor obținute, s-ar putea determina, în noile condiții, presiunea admisă pe teren precum și tasările probabile pentru sporul de presiune adus prin supraetajare. Această metodă prezintă însă mari inconveniente din cauza recoltării greoaie a probelor precum și alterării acestora în decursul extragerii, împachetării și încercării lor, sau a dificultăților de încercare a pământului direct, chiar sub talpa fundațiilor existente.

B. Cercetarea obișnuită a pământului din vecinătate, neinfluențat de pe urma precomprimării, și sporirea presiunilor admise rezultate, ținînd cont de efectul îndesării. În acest sens în cazul supraetajărilor se poate folosi formula :

$$p_a = p_1 + \alpha p_2$$

unde :

p_1 = presiunea admisă calculată în mod obișnuit pentru cota de fundare existentă.

p_2 = presiunea efectivă pe teren din sarcini fundamentale înainte de supraetajare.

α = un coeficient care depinde de natura terenului de fundație, gradul lui de consolidare (îndesare) și de natura construcției.

Valorile coeficientului α pentru genul de clădiri descris mai înainte se pot lua :

a) pentru pământuri coezive consolidate, în baza îmbunătățirii caracteristicilor fizico-mecanice arătate mai înainte, coeficientul α se evaluează la 0,40. În acest caz este absolut necesar să se verifice dacă procesul de consolidare s-a consumat ;

b) pentru pământuri coezive, neconsolidate, valoarea coeficientului α dată mai sus se va reduce proporțional cu gradul de consolidare a pământului respectiv.

În cazul pământurilor argiloase, prin coeficientul α nu s-au epuizat toți factorii favorabili care apar cu ocazia supraetajărilor. Totuși valorile lui α au fost limitate deocamdată la 0,40 deoarece timpul prea scurt pentru verificarea supraetajărilor efectuate nu este încă suficient de concludent.

c) pentru pămînturi necoezive ținîndu-se seama de factorii favorabili expuși mai sus, precum și de împiedecarea refulării pămîntului, valorile acestui coeficient au fost cuprinse între 0,30—0,60.

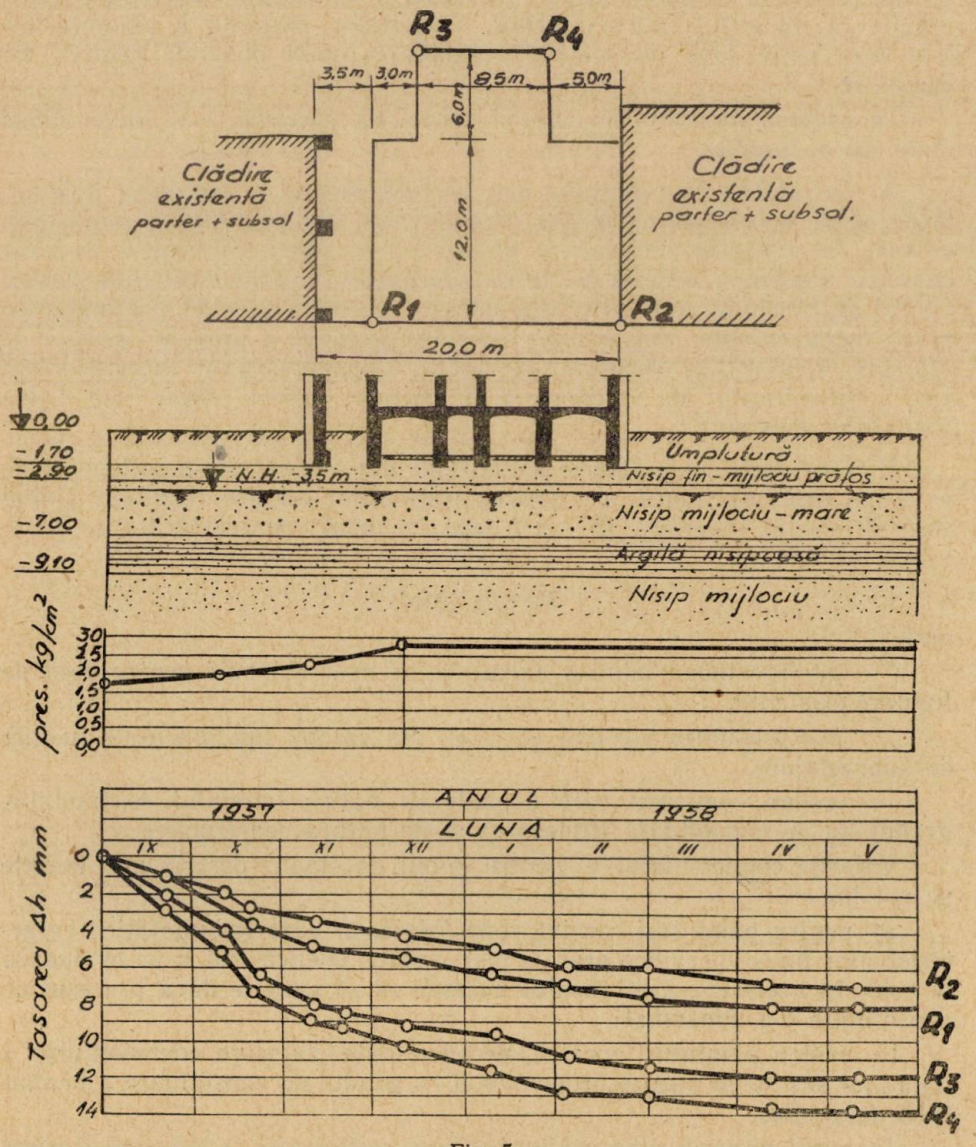


Fig. 5.

Pentru alte genuri de clădiri valorile lui α se pot adapta de la caz la caz, luîndu-se în considerare natura construcției, sensibilitatea ei la tasări, comportarea clădirii pînă la data supraetajării, etc.

Pe lîngă presiunile admise calculate cum s-a arătat mai înainte, tasările suplimentare care au apărut nu au provocat nici un fel de fisuri sau alte degradări la clădirile supraetajate.

Vom urmări, pe scurt, în continuare, pentru exemplificare, supraetajarea clădirii din Timişoara III str. Romulus nr. 6. Clădirea are o vechime de 38 ani, fiind cu subsol şi parter peste care s-a adăugat un etaj. Lăţimea fundaţiilor este de 45 cm, respectiv 60 cm, iar cota de fundare de 1,70 m. Terenul de fundaţie îl formează nisipul fin, mijlociu umed, de îndesare mijlocie sub care urmează un nisip mijlociu mare (fig. 5).

Pentru calculul presiunii admise s-a folosit formula dată mai sus, admiţînd pentru α valoarea 0,4.

$$p_a = 2{,}10 + 0{,}4 \times 1{,}80 = 2{,}82 \text{ kg/cm}^2$$

Avînd de-a face cu sporuri mari de presiune, clădirea a fost pusă sub observaţie, măsurîndu-se tasările a 4 repere introduse pe clădire.

Pînă în luna iunie 1958, tasările maxime de 12—14 mm au fost semnalate la reperele R_3 şi R_4. Majoritatea tasărilor, cca 70%, s-au consumat pe durata supraetajării.

*

* *

Dată fiind îmbunătăţirea terenurilor de pe urma precomprimării lor, fapt verificat şi în cazul supraetajărilor, se impune completarea STAS-ului 3503-52 în vederea sporirii presiunilor admise, în anumite cazuri. De altfel acest caz este cuprins în normativul maghiar pentru pămînturile precomprimate fie de pe urma sarcinii geologice, fie din cauza unor clădiri vechi existente pe amplasament.

Încărcarea pămînturilor pînă la presiuni de 2,50—3,00 kg/cm² pe lîngă cote de fundare relativ mici (max. 2,20 m), constituie, şi în cazul oraşului Timişoara, o dovadă elocventă că terenurile au o capacitate de încărcare mai mare, iar neîncrederea, manifestată adeseori în această privinţă, nu este justificată.

НЕСКОЛЬКО ВЫВОДОВ ПО ВОПРОСУ МОЩНОСТИ ПОДЪЕМНОЙ СИЛЫ ПОЧВЫ ПРИ СВЕРХЯРУСНЫХ ПОСТРОЙКАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

После краткого описания изменений физико-механических характеристик почв в результате их предварительного прессования за счет нагрузок передаваемых зданиями перед тем как были сделаны сверхяру-

сные постройки, показывается роль сооружения в взаимодействии его с почвой в исследуемых случаях. Затем предлагается увеличить допускаемое давление в почве в случае сверхярусных построек для почв часто встречаемых в Тимишоаре.

В конце работы приводится реальный пример.

QUELQUES CONCLUSIONS SUR LA CAPACITÉ PORTANTE DU SOL DANS LE CAS DES SURÉTAGEAGES

(RÉSUMÉ)

On fait un court exposé sur la modification des caractéristiques physico-mécaniques des sols précontraints par les charges transmises par les bâtiments avant leur surétageage. On démontre le rôle de la construction dans l'interaction de celle-ci avec le sol, pour les cas étudiés.

On propose de majorer la pression admise sur le sol, dans le cas des surétageages, pour les sols fréquemment rencontrés à Timişoara. Le travail est clos par un exemple réel.

UNELE REZULTATE ÎN CERCETAREA STATISTICĂ A COEFICIENTULUI DE OMOGENITATE AL BETONULUI

DE

I. MUNTEANU

Comunicare prezentată la Facultatea de Construcții la sesiunea din 28—29 noiembrie 1959.

1.1. Cunoașterea calității construcției executate deja este foarte necesară ; o calitate superioară permite o funcționare timp cît mai îndelungat a construcției și aceasta interesează în cea mai mare măsură economia națională. Cunoașterea dinainte de punere în operă a materialelor componente ale construcției — beton, oțel-beton, etc. — permite atît cunoașterea viitoarei realizări — cu anumite observații — cît și eventuala intervenție asupra acestor materiale, pentru îmbunătățirea calității construcției însăși.

De asemenea este necesară cunoașterea calității betonului ca și a altor materiale, respectiv determinarea omogeneității acestora, pentru ca în viitor să se poată trece la calculul pe baza stărilor limită a construcțiilor respective, știut fiind că acest calcul cuprinde mai bine realitatea și permite deci realizarea de economii de materiale.

1.2. Pentru controlul și cunoașterea calității produselor obținute pe cale industrială deci și al produselor de beton armat, precum și pentru determinarea omogeneității calității acestor produse, folosirea metodei statistice este recunoscută și justificată prin aceea că în aceste procese industriale elementele perturbatoare sînt întîmplătoare.

La început s-a considerat că în practică toate abaterile unei variabile de la media ei urmează o lege normală. Cu timpul s-a constatat însă că un număr suficient de mare de cazuri practice importante, admit într-adevăr o repartiție aproximativ normală a apariției evenimentelor. În fiecare caz anume, apar considerații specifice, legate de material, de condițiile de lucru, de condițiile de control etc. În afară de repartiția normală sînt cunoscute și admise în practică, după caz și alte repartiții.

În practica cercetării betonului, dacă datele considerate exprimă un același regim de lucru, stabil mai mult sau mai puțin, atunci variația calității produselor din producția de masă sau a rezultatelor încercărilor, ia în general forma repartiției normale și este legată de condițiile specifice locului pe care-l reprezintă. Dacă datele considerate provin din mai multe

locuri de lucru, deci aduc cu ele legi de repartiţii normale de densităţi diferite, ansamblul rezultatelor apare ca o abatere de la repartiţia normală şi curba clasică de repartiţie poate avea mai multe maxime. Sînt însă cazuri cînd curba de repartiţie cu toate că se referă la un fenomen omogen, deci la un acelaşi loc de lucru, are totuşi mai multe maxime.

La determinarea unei caracteristici a materialului, de exemplu rezistenţa la rupere prin compresiune a betonului, cu toate influenţele multiple, cum este numărul de probe, calitatea materialelor de bază, modul de lucru, temperatura etc., se admite totuşi folosirea legilor repartiţiei normale la încercările pe epruvete de beton şi practica dovedeşte că se poate face acest lucru.

1.3. In practica cercetării calităţii betonului, este important de cunoscut în ce măsură răspîndirea rezultatelor obţinute este influenţată de încercarea propriuzisă (variaţia intrinsecă încercării).

Epruvetele luate din diferite locuri ale unei şarje de beton, conţin în ele şi influenţa amestecării betonului, pe cînd cele luate din acelaşi loc al şarjei de beton conţin mai ales influenţe proprii încercării (confecţionarea şi încercarea epruvetei).

Se poate presupune că gradul de control exercitat de către personalul tehnic însărcinat cu luarea probelor şi încercarea lor este acelaşi indiferent de marca betonului încercat; rezultă deci că variaţia intrinsecă încercării nu depinde de marca betonului ci numai de condiţiile de confecţionare şi încercare a epruvetei.

Pentru condiţii satisfăcătoare de lucru şi de control, coeficientul de variaţie intrinsec încercări, dat în literatura de specialitate, pentru controlul pe cilindri la 28 zile (calculat dintr-un număr mare de încercări) are valori de cel mult 6%.

1.4. Dacă pentru cele $j=3$ epruvete ale probei scoasă din aceeaşi betonieră, obţinem 3 valori în ceea ce priveşte greutatea specifică aparentă, γ, aceasta se datoreşte, desigur locului din grămada de beton de unde a fost scoasă epruveta, aceasta aducînd variaţii în ceea ce priveşte: calitatea agregatului (la marginea grămezii piatra este mai măruntă, faţă de mijlocul grămezii), cantitatea de apă (la marginea grămezii, amestecul este mai umed) cantitatea de ciment (cimentul se scurge spre marginea grămezii) dar cu siguranţă că se datoreşte şi confecţionării epruvetei (gradul de îndesare, calitatea pereţilor tiparului etc.). Se poate admite că marile variaţii în ceea ce priveşte greutatea specifică aparentă, se datoresc gradului de îndesare al betonului în tipar şi un studiu statistic pe bază de determinare a amplitudinii acestor greutăţi a epruvetelor, oferă posibilitatea de a se trage unele concluzii, privitoare la calitatea lucrului respectiv.

REZULTATE OBŢINUTE

1. In cadrul laboratorului comun de beton armat al Facultăţii de Construcţii şi al institutului de cercetări în construcţii, s-au prelucrat între altele, rezultatele reprezentînd rezistenţa la rupere prin compresiune pe două rînduri de probe a cîte 3 cuburi cu latura de 20 cm, la vîrsta de 28^{+5}_{-3} zile, după cum urmează:

— Un număr de 190 probe de marcă B 250, realizate la două fabrici de prefabricate din țară, în timpul anului 1958.

— Un număr de 173 probe de marcă B 140, realizate la cîteva șantiere, în perioada de vară a anului 1959.

Condițiile de confecționare au fost diferite (factor apă-ciment, dozare, calitate ciment, agregate etc.) și nu au fost urmărite în mod anume pentru probă.

1.1. **Pentru cele $n=190$ probe, B 250**

1.1.1. Urmărindu-se stabilirea unui rezultat cantitativ, pe baza cercetării de laborator, se obține (fig. 3):

— media aritmetică (ca valoarea cea mai probabilă pentru o distribuție normală),

$$\overline{X}=\sum X/n=265 \text{ kg/cm}^2$$

— abaterea medie patratică (dispersia rezultatelor)

$$\sigma=\sqrt{\sum(X-\overline{X})^2/n}=61{,}5 \text{ kg/cm}^2$$

— coeficientul de variație

$$C_v=100\cdot\sigma/\overline{X}=23{,}2\,\%$$

— modulul, $M_0=214$ kg/cm²

— mediana, $M_e=270$ kg/cm²

— eroare mediei aritmetice,

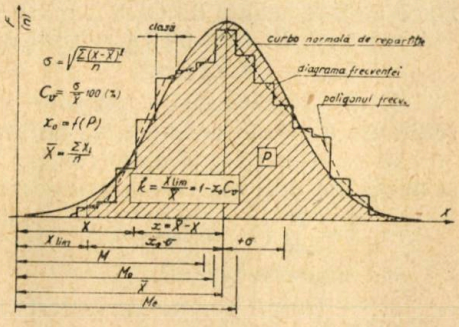


Fig. 1.

$$\overline{x}=\sum(X-\overline{X})/n=4{,}50 \text{ kg/cm}^2$$

— precizia erorii medii,

$$p=\overline{x}/\overline{X}=1{,}70\,\%$$

Admițînd că interesează numai valoarea minimă a rezistenței ce ar putea apare, sau care se poate considera ca admisă și că probabilitatea Q de apariție a unor valori mai mici decît aceasta este $Q=0{,}1\,\%$ respectiv

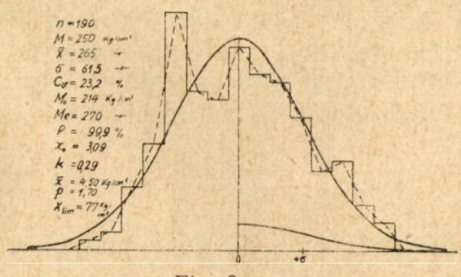


Fig. 2.

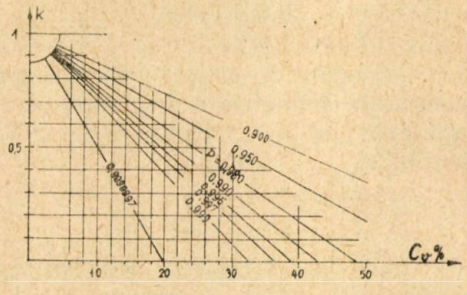


Fig. 3.

$Q=0,3\%$ (valori ce sînt în general acceptate pentru controlul rezistenței betonului), se obține:

a. — pentru $Q=0,1\%$ ($P=99,9\%$; abaterea individuală limită, pentru o repartiție normală, $x_0=3,09\,\sigma$)

— coeficientul de omogeneitate (fig. 2) al rezistenței, $k=1-x_0\cdot C_v=0,29$ ($k=X_{lim}/\overline{X}$),

— rezistența limită (la pragul de semnificație minim; valoare ce încă se admite), $X_{lim}=k\overline{X}=77$ kg/cm².

b. — pentru $Q=0,3\%$ ($P=99,7\%$; $x_0=2,75\,\sigma$)

— $k=0,37$,

— $X_{lim}=98$ kg/cm² ($X_{lim}=X-x_0\cdot\sigma$).

Calculul realizat mai sus presupune distribuția normală a rezultatelor (Laplace-Gauss) și neglijează deci eventuala asimetrie a dispersiei. Dacă se ține seama de GOST. 6901-54 și se observă că $C_v>12\%$, se obține:

— $k=0,40$ ($P=99,9\%$), (din nomograma dată în [5], [2]),

— $X_{lim}=106$ kg/cm².

1.1.2. Urmărindu-se controlul calitativ al betonului, deci gradul de realizare a mărcii acestuia, se obține:

a. — presupunînd o distribuție normală a rezultatelor (Laplace-Gauss) și neglijînd deci eventuala asimetrie a împrăștierii lor,

— $k=\frac{\overline{X}}{M}(1-x_0C_v)=0,31$; ($P=99,9\%$) ($k=X_{lim}/M$),

— $X_{lim}=82$ kg/cm²,

b. — ținînd seama de GOST. 6901-54 și observînd că $C_v>12\%$, deci considerînd asimetria,

— asimetria $\beta_1=0,504$; $\beta_1/c_v=2,21$,

— $k=0,53$ ($P=99,9\%$),

— $X_{lim}=140$ kg/cm².

1.2. **Pentru cele $n=173$ probe B 140.**

1.2.1. Pe baza cercetării de laborator, stabilindu-se un rezultat cantitativ,

— $\overline{X}=140,5$ kg/cm²,

— $\sigma=28,6$ kg/cm²,

— $C_v=20,4\%$.

Admițînd repartiția normală a rezultatelor, deci neținînd seama de eventuala asimetrie a dispersiei și urmărind numai rezistența limită minimă, pentru o probabilitate de apariție a unor valori mai mari decît aceasta, $P=99,9\%$, se obține:

— $k=0,37$,

— $X_{lim}=52$ kg/cm².

1.2.2. Urmărindu-se determinarea gradului de realizare a mărcii, și deoarece $C_v>12\%$, se obține:

— asimetria $\beta_1 = -0{,}080$; $\beta_1/C_v = 0{,}39$.
$k = 0{,}40$ ($P = 99{,}9\%$) nomograma [5]),
— $X_{lim} = 56$ kg/cm².

2. În cadrul laboratorului s-a studiat în zece cazuri variația intrinsecă încercării pentru mai multe mărci și de pe mai multe șantiere și fabrici de prefabricate. Probele au fost formate din cîte 3 epruvete cubice cu latura de 20 cm și au fost încercate la rupere prin compresiune, la vîrsta de 28^{+5}_{-3} zile.

Rezultatele sînt date în tabelul următor.

	Marca betonului									
	110	140	170	170	200	200	250	250	250	250
n	44	6	29	21	7	37	45	33	24	26
σ_i kg/cm²	13,1	20,5	12,7	18,6	11,3	16,2	21,9	16,3	17,5	23,5
C_{vi} %	8,4	8,4	6,8	8,8	4,5	7,5	8,4	7,7	6,4	8,5
$\overline{X}$ kg/cm²	156	238	187	212	251	214	261	212	273	276
p%	1,27	3,44	1,27	1,92	1,70	1,23	1,25	1,34	1,31	1,67

unde : n este numărul de probe de la o anumită întreprindere, pentru marca respectivă.
σ_i — abaterea standard intrinsecă încercării.
C_{vi} — coeficientul de variație, intrinsec încercării.
$\overline{X}$ — media aritmetică a rezultatelor.
p — gradul de precizie al încercării.

Observații :

— Comparînd valorile mediei aritmetice $\overline{X}$ cu acelea ale mărcii, se constată în cîteva cazuri depășiri nejustificate ale acesteia, în dauna unui consum sporit de ciment.

— Valorile din tabel ale coeficientului de variație intrinsec încercării C_{vi}, comparate cu cele date în literatura de specialitate, care sînt mult mai mici, dovedesc o insuficientă atenție depusă în munca de confecționare și încercare a probelor de control luate în întreprinderile studiate.

— Ținînd seama de gradul de precizie al încercării, se pot determina și limitele între care se pot găsi valorile studiate pentru un alt număr de încercări.

CONCLUZII

1. La controlul calității betonului, oțelului etc., se pot aplica metodele statistice deoarece toate aceste materiale se produc și participă la realizarea unor produse cu caracteristici asemenea, pe o scară tot mai industrială.

2. În practica cercetării calității betonului, se constată că variația calității produselor din producția de masă sau a rezultatelor încercărilor, ia în general forma repartiției normale (Gauss-Laplace).

3. Nu se pot trage concluzii valabile pe baza numai a mediei aritmetice a rezultatelor. Trebuie cunoscută împrăştierea (σ) acestor rezultate respectiv trebuie cunoscut gradul de împrăştiere (C_v) al acestor rezultate.

4. Pentru controlul calităţii betonului, se consideră ca fiind cu totul suficientă probabilitatea de apariţie a rezultatelor dorite sau admise, de 99,9% pînă la 99,7% ; pe baza acestei probabilităţi admise se poate determina coeficientul de omogeneitate al rezultatelor faţă de baza considerată ($\bar{X}$ pentru studii de laborator, M pentru controlul betonului realizat).

5. La un astfel de studiu este necesar să se precizeze :

— scopul studiului — cercetare cantitativă de laborator,
— cercetare calitativă de realizare a mărcii,

— dacă se consideră ambele praguri de semnificaţie (minim şi maxim). În privinţa rezistenţei betonului interesează de fapt numai valoarea minimă a acestuia.

6. Nu se pot trage concluzii valabile, pe baza numai a unui mic număr de rezultate. Numărul de probe şi de epruvete se va stabili ţinînd seama de importanţa lucrării, de volumul de produse, de gradul de conştiinciozitate şi de experienţa lucrătorilor şantierului şi laboratorului şi în orice caz în urma unui studiu teoretic şi practic al dispersiei şi al selecţiei.

НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ПОЛУЧЕННЫЕ ПРИ СТАТИСТИЧЕСКОМ ИЗУЧЕНИИ КОЭФФИЦИЕНТА ОДНОРОДНОСТИ БЕТОНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для перехода к расчету строительных элементов из бетона и железобетона по методу предельных состояний, необходимо знать коэффициент однородности материала. Работа указывает полученные результаты на бетонных кубах, имея в виду распределение прочностей на разрыв, при сжатии и коэффициент однородности этого материала на двух пробных сериях: 190×3 проб и 173×3 проб, а также внутреннее изменение испытаний в 101-ти случаях.

QUELQUES RÉSULTATS STATISTIQUES EN CE QUI CONCERNE LE COEFFICIENT D'HOMOGÉNÉITÉ DU BÉTON

(RÉSUMÉ)

Pour l'application de la méthode aux stades limites dans le calcul des éléments de construction en béton et béton armé on doit connaître le coefficient d'homogénéité des matériaux. L'étude présente, après une courte introduction, les résultats expérimentaux obtenus sur courbes de 20 cm., en béton, représentant la dispersion des résistances à compression et le

coeficient d'homogénéité, sur deux séries d'éssais 190×3 échantillons et 173×3 échantillons ainsi que la variation intrinsèque des essais pour 10 cas.

BIBLIOGRAFIE

1. V. A. Baldin, *Calculul construcţiilor după stările limită.* Ed. M.C.I.M.C. 1953, Bucureşti.
2 V. Nicolau şi alţii, *Introducere în teoria betonului,* 1, E.S.A.C., Bucureşti, 1954.
3. Frenkel, *Controlul şi calea de îmbunătăţire a calităţii betonului,* TNIPS—Gostroizdat, Moscova, 1952.
4. Instrucţiunile I.P.C.M.C., Bucureşti, sau Manual of Anality Control of Materials ASTM.
5. Müller, În legătură cu problema determinării coeficienţilor de omogeneitate şi supraîncărcare pe baze statistice. TNIPS Gosstroiarhizdat, Moscova, 1952.
6. STAS 2631-58; 1839-50; 1509-57; 2631-58.
7. Rjanîţîn, *Fundamentările teoretice şi perspectivele de dezvoltare a metodelor de calcul a construcţiilor* — Moscova, 1958.
8. Munteanu I., Referate (3) privind studiul coeficienţilor de omogeneitate pentru betoane. ISCAS, Bucureşti-Timişoara, 1959.

ASUPRA INTEGRĂRII ECUAȚIILOR MIȘCĂRII PUNCTULUI MATERIAL

DE

GH. SILAȘ, M. RADOI, I. GROȘANU și L. BRINDEU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Se știe că ecuațiile diferențiale ale mișcării unui punct material supus unei forțe avînd componentele $U_i (i=0, 1, 2, \ldots, n)$

$$m \frac{d^2x_i}{dt^2} = U_i \tag{1}$$

nu pot fi integrate, decît în anumite cazuri particulare.

Cazuri, mai generale de integrabilitate, au fost studiate folosind variabilele complexe și hipercomplexe, de către L. Lecornu [3] pentru cazul mișcării în spațiul cu două dimensiuni (plan), iar de către P. Appell [4] și M. Ghermănescu [5] pentru cazul mișcării în spațiul cu trei dimensiuni. De asemenea un caz interesant a fost studiat de M. Ghermănescu [6] în spațiul cu patru dimensiuni.

Plecînd de aici, în cele ce urmează vom prezenta o metodă de găsire a unor cazuri de integrabilitate generale în spațiul cu mai multe dimensiuni. În acest sens introducem în studiul mișcării noțiunile și proprietățile variabilei hipercomplexe și a funcțiilor de variabilă hipercomplexă, considerate de M. Roșculeț.

Fie $\theta_0=1, \theta_1, \theta_2, \ldots, \theta_n$ elementele bazei variabilei hipercomplexe, dat de legile de înmulțire

$$\theta_1\theta_i = \sum_{k=0}^{n} a_{1ik}\theta_k$$

unde

$$\theta_0=1, \; a_{ijk}=a_{jik}; \; a_{i0k}=\delta_{ik}=\begin{cases} 0 \text{ pentru } i\neq k \\ 1 \text{ pentru } i=k. \end{cases}$$

In felul acesta elementele bazei trebuie să verifice nişte ecuaţii cu coeficienţi în corpul numerelor reale, numite ecuaţii caracteristice, de forma

$$\begin{vmatrix} -\theta_j & 0 & \dots & 1 & \dots & 0 \\ a_{1j0} & a_{1j1}-\theta_j & \dots & a_{1jj} & \dots & a_{1jn} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ a_{jj0} & a_{jj1} & \dots & a_{jjj}-\theta_j & \dots & a_{jjn} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ a_{nj0} & a_{nj1} & \dots & a_{njj} & \dots & a_{njn}-\theta_j \end{vmatrix} = 0 \; ; \; (j=0,1,2,\dots,n) \qquad (2)$$

Fie $\mu_{jk}\,(j=0,\ 1,\ 2,\dots,\ n\ ;\ k=0,\ 1,\ 2,\dots,\ n)$ rădăcinile celor $n+1$ ecuaţii caracteristice ; atunci cu ajutorul acestor valori putem construi $n+1$ variabile hipercomplexe corespunzătoare coordonatelor $x_0,\ x_1,\ x_2,\dots,\ x_n$, ale punctului material în spaţiul cu $n+1$ dimensiuni, astfel

$$\omega_l = x_0 + \sum_{k=1}^{n} \mu_{kl} x_k \; ; \quad (l=0,1,2,\dots,n) \qquad (3)$$

In mod asemănător putem construi şi $n+1$ funcţiuni hipercomplexe, corespunzătoare componentelor U_l ale forţelor ce lucrează asupra punctului, adică

$$\Omega_l = U_0 + \sum_{k=1}^{n} \mu_{kl} U_k \; ; \quad (l=0,1,2,\dots,n) \qquad (4)$$

Dacă înmulţim ecuaţiile (1) prin μ_{ik} şi însumăm după indicele i ; atunci folosind variabilele hipercomplexe (3) şi funcţiile hipercomplexe (4), ecuaţiile mişcării (1) devin

$$m \frac{d^2\omega_l}{dt^2} = \Omega_l \; ; \quad (l=0,1,2,\dots,n). \qquad (5)$$

Pentru ca ecuaţiile (5) să poată fi integrate, trebuie ca Ω_l să fie funcţie monogenă de variabila hipercomplexă ω_l, adică între cele $(n+1)^2$ derivate parţiale de ordinul întîi ale funcţiilor U_l trebuie să existe $n(n+1)$ relaţii de forma

$$\mu_{jk}\left(\frac{\partial U_0}{\partial x_0} + \sum_{i=1}^{n} \mu_{ik} \frac{\partial U_i}{\partial x_0}\right) = \frac{\partial U_0}{\partial x_j} + \sum_{i=1}^{n} \mu_{ik} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \; ; \quad \begin{pmatrix} k=0,1,2,\dots,n \\ j=1,2,\dots,n \end{pmatrix} \qquad (6)$$

Relaţiile (6) pot fi considerate ca un sistem de $n(n+1)$ ecuaţii liniare cu $n(n+1)$ necunoscute

$$\frac{\partial U_l}{\partial x_j} \quad (i=1,2,\dots,n\ ;\ j=0,1,2,\dots,n), \qquad (6')$$

care se poate rezolva dacă determinantul principal al sistemului este diferit de zero.

Determinantul principal al sistemului este

$$\Delta=\delta\cdot\delta_0\cdot\delta_1\ldots\delta_n \tag{7}$$

unde

$$\delta=\begin{vmatrix} 1 & \mu_{10} & \mu_{20} & \cdots & \mu_{n0} \\ 1 & \mu_{11} & \mu_{21} & \cdots & \mu_{n1} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 1 & \mu_{1n} & \mu_{2n} & \cdots & \mu_{nn} \end{vmatrix} \tag{8}$$

iar $\delta_0, \delta_1, \ldots, \delta_n$ sînt complementii algebrici ai determinantului δ corespunzători primei coloane.

Deci pentru ca sistemul (6) să poată fi rezolvat în raport cu necunoscutele (6') trebuie ca determinanții δ și $\delta_k (k=0, 1, 2, \ldots, n)$ să fie diferiți de zero.

Presupunînd $\Delta \neq 0$, putem să rezolvăm ecuațiile (6) și vom primi

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_j}=\sum_{k=0}^{n} A_{ijk}\frac{\partial U_0}{\partial x_k}; \quad (i=1,2,\ldots,n) \tag{9}$$

unde

$$A_{ij0}=A_{0ij}=\delta_{ij}=\begin{cases} 0 \text{ pentru } i\neq j \\ 1 \text{ pentru } i=j \end{cases}$$

Acestea sînt condițiile necesare pentru ca problema să fie posibilă ; pentru ca ele să fie și suficiente este necesar ca prin cunoașterea valorilor A_{ijk}, din aceste relații să rezulte valorile μ_{jk} în așa fel ca determinantul $\Delta\neq 0$.

Dacă forța are componentele U_i $(i=0, 1, 2, \ldots, n)$ care satisfac relațiile (9) ; atunci introducînd aceste valori în relațiile (6) rezultă sistemul

$$\mu_{jk}\left(A_{00i}+\sum_{r=1}^{n} A_{r0i}\mu_{rk}\right)=A_{0ji}+\sum_{r=1}^{n} A_{rji}\mu_{rk}; \qquad \begin{matrix} j=1,2,\ldots,n \\ i,k=0,1,2,\ldots,n \end{matrix} \tag{10}$$

care dacă este compatibil ne conduce la valorile lui μ_{jk}.

Considerînd din relațiile (10) pe cele care se obțin făcînd $i=0, 1, 2, \ldots, n$ primim sistemul

$$\sum_{r=0}^{n}\mu_{rk}\varphi_{ri}=0; \quad (i=0,1,2,\ldots,n) \tag{11}$$

unde am notat

$$\varphi_{ri}=A_{r0i}\mu_{jk}-A_{rji}$$

$$\mu_{0k}=1$$

Dar ecuațiile (11) formează un sistem omogen de $n+1$ ecuații de gradul întîi cu necunoscutele μ_{rk} care trebuie să admită soluții ne nule (cu o solu-

ție $\mu_{0k}=1$). Condiția ca sistemul (11) să admită soluții ne nule, ne conduce la ecuația caracteristică a lui θ_j

$$\begin{vmatrix} A_{n00}\theta_j - A_{nj0} & \dots & A_{100}\theta_j - A_{1j0} & A_{000}\theta_j - A_{0j0} \\ A_{n01}\theta_j - A_{nj1} & \dots & A_{111}\theta_j - A_{1j1} & A_{001}\theta_j - A_{0j1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ A_{n0n}\theta_j - A_{njn} & \dots & A_{10n}\theta_j - A_{1jn} & A_{00n}\theta_j - A_{0jn} \end{vmatrix} = 0; \quad (j=1,2,\dots,n) \tag{12}$$

a cărei rădăcini vor fi $\mu_{j1}, \mu_{j2}, \dots, \mu_{jn}$; cu condiția ca $\Delta \neq 0$.

În particular dacă facem în (9)

$$A_{111}=A_{112}=A_{211}=A_{122}=A_{221}=A_{222}=A_{202}=A_{101}=0.$$

$$A_{121}=A_{201}=A_{102}=A_{212}=1$$

sîntem în cazul studiat de P. Appell pentru care după (11) rezultă

$$\theta_j^3 - 1 = 0.$$

Se mai observă din (9) că U_0 trebuie să verifice sistemul de ecuații cu derivate parțiale

$$\sum_{l=0}^{n}\left(A_{ijl}\frac{\partial^2 U_0}{\partial x_k \partial x_l} - A_{ikl}\frac{\partial^2 U_0}{\partial x_j \partial x_l}\right)=0. \tag{13}$$

Deci celelalte componente pot fi găsite dacă se cunoaște U_0, integrînd diferențiale totale exacte de forma

$$dU_i = \sum_{j,k=0}^{n} A_{ijk}\frac{\partial U_0}{\partial x_k}dx_j. \tag{14}$$

ОБ ИНТЕГРИРОВАНИИ УРАВНЕНИЙ ДВИЖЕНИЯ МАТЕРИАЛЬНОЙ ТОЧКИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Дифференциальные уравнения движения материальной точки подверженной силе с составляющими U_i, могут быть интегрированы лишь в некоторых частных случаях.

Исходя из этого, в настоящей работе излогается общий метод для нахождения некоторых случаев интегрируемости в пространстве с $n+1$ размерами.

Для этого пишутся уравнения движения, используя гиперкомплексные переменные, указанные в (1) и (2), а после этого из условий моногенности определяются эти случаи.

Так определяются элементы основания уравнений (11), с помощью которых уравнения движения легко интегрируются.

SUR L'INTEGRATION DES ÉQUATIONS OU DÉPLACEMENT D'UN POINT MATÉRIEL

(RÉSUMÉ)

Les équations différentielles du déplacement d'un point matériel soumis à une force ayant les composantes U_i, ne peuvent pas être intégrées que dans certains cas particuliers. En partant d'ici, on présente dans notre ouvrage une méthode générale pour trouver certains cas d'intégrabilité dans l'espace à $n+1$ dimensions.

On écrit pour cela les équations du déplacement en utilisant les variables hypercomplexes considérées dans [1] et [2], ensuite on détermine ces cas des conditions de monogénéité. C'est ainsi qu'on détermine les éléments de la base des équations [11], à l'aide desquelles les équations du déplacement peuvent être intégrées d'une manière simple.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Roşculeţ, Algebre liniare asociative şi comutative şi funcţii monogene ataşate lor, Studii şi cercetări matematice, t VI, nr. 1—2, ianuarie-iunie 1955, p. 135—174.
2. M. Roşculeţ, Algebre cu radical, asociative şi comutative şi funcţii monogene, Studii şi cercetări matematice, t VII, nr. 1—2, ianuarie-iunie 1956, p. 147—178.
3. L. Lecornu, Comptes rendus, t CI, p. 1244.
4. P. Appell, Comptes rendus, 19 mars 1877.
5. M. Ghermănescu, Sur un problème de mécanique, Bull. scient. de l'école Polyt. de Timişoara, t 8, fasc. 1—2, 1938, p. 28—41.
6. M. Ghermănescu, Soc. Math. de France, 25 nov. 1931.

MIŞCAREA VIBRATORIE A VINELOR DE APĂ IN AER LIBER ŞI ÎN CANALELE CU FAŢA LIBERĂ. CONSIDERAŢIUNI ASUPRA VINELOR DE APĂ IN AER LIBER

DE

POMPILIU NICOLAU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

În lucrarea de faţă, se prezintă în trei capitole :

A. Mişcarea vibratorie a vinelor de apă în aer liber ;

B. Mişcarea vibratorie în canalele cu faţa liberă ; şi

C. Consideraţiuni asupra energiei vinelor de apă în aer liber.

A. MIŞCAREA VIBRATORIE A VINELOR DE APĂ IN AER LIBER

Ne vom ocupa de regimul de mişcare al vinelor de apă deversate de deversoare cu muchie subţire şi a vinelor de apă provenite din diferite tipuri de orificii cu pereţii subţiri.

Deversoarele sînt dispuse pe plăci verticale pe orientarea curentului de apă ce alimentează deversorul, şi sînt de profil triunghiular şi dreptunghiular cu contracţie laterală.

Orificiile sînt de profil triunghiular, patrat şi circular.

Atît deversoarele cît şi orificiile, au fost alimentate de o sursă, a cărei acţiune perturbatoare asupra deversorului sau orificiului, a fost complet anihilată. Viteza de apropiere la muchia deversorului sau a secţiei orificiului a fost considerat neglijabilă fiind de fapt foarte mică.

Suprafaţa apei în canalul de alimentare fie al deversorului fie al orificiului, a fost perfect liniştită iar sarcina de funcţiune constantă pentru un debit dat, şi printr-o îngrijită instalare, s-au evitat ori ce fel de agitaţie sau vibraţie în sistemul de alimentare al deversorului sau orificiului.

Fenomenele au fost observate şi înregistrate în Laboratorul de Hidrotehnică al Facultăţii de Construcţii, Institutul Politehnic Timişoara.

*

* *

I. Aspectul vibrator al mişcării vinelor ce trec peste deversoarele triunghiulare şi dreptunghiulare cu contracţie laterală, mişcări ce vor fi prezentate în primul rînd, este vădit. Vinele de apă au forme ce pot fi descrise sumar astfel :

Ia. *Vîna de apă ce trece peste deversorul triunghiular şi are înălţime de cădere, de la vîrful triunghiului pînă la placa de fund a receptorului vinei : H = 1,90 m.*

S-au observat fenomenele corespunzătoare următoarelor debite $q =$ = 0,567 litri/sec, $q = 1{,}205$ litri/sec, $q = 1{,}99$ litri/sec.

Pentru q = 0,567 litri/sec la un centimetru, de la creastă avem primele izbiri ale firelor de apă, încep imediat vibraţiile, care se dezvoltă pe parcursul vinei. Forma secţiunii vinei — ⌒ — de aproximativ un semicerc cu gura în jos, este manifestată pe cca 24 cm de parcurs, cînd se produce un fenomen de răsturnare a profilului secţiunii şi ia forma unui semicerc cu gura în sus — ⌣ —, ce se continuă pe cca 27 cm din parcursul vinei.

La sfîrşitul traiectoriei cu semicercul în sus, îşi face apariţia un regim nou, cînd vîna are sclipiri puternice şi capătă aspectul unei „frînghii de argint", formă cu care cade şi pe placa de recepţie a vinei căzătoare.

Vibraţiile sînt puternice şi au la cădere zgomote caracteristice.

Sînt distincte şi vibraţii longitudinale şi vibraţii transversale. Vîna de apă este cu suprafaţa peliculei, datorită tensiunii superficiale intactă, pe cca 51 cm de la creastă, cînd vîna de apă ia aspectul „frînghiei de argint".

Pentru debitul = 1,205 litri/sec, vîna are vibraţii uşoare, cu începere de la cca 3 cm de la creastă. Vibraţiile cresc pe parcurs odată cu trecerea de la forma — ⌒ — la forma — ⌣ — care este terminată la cca 98 cm de la creastă. Urmează apoi aspectul „frînghiei de argint", cu vibraţii foarte puternice.

Pentru debitul 1,99 litri/sec, vîna are vibraţii cu începere de la cca 5 cm de la creastă, în particular în partea laterală şi de jos a vînei deversante.

Forma — ⌒ — se păstrează pe cca 115 cm, iar forma — ⌣ — încă 61 cm. Sub această formă, ajunge pe placa receptorului. Aspectul „frînghiei de argint", nu se manifestă decît parţial la marginile vinei şi începe de la 70 cm de la creastă.

Ib. *Vîna de apă ce trece peste deversorul dreptunghiular cu contracţie laterală, cu o înălţime de cădere tot de H = 1,90 m, prezintă fenomene analoage.*

Astfel la un debit de $q = 1{,}158$ litri/sec, vibraţiile încep de la cca 5 cm de la creastă. Pe parcurs, forma aproximativ de aspectul — (lamă orizontală), devine după cca 53 cm de forma unei lame verticale, ca după alţi 77 cm să devină iar o lamă orizontală sub care formă cade pe placa receptoare.

Pe tot parcursul vinei, n-avem nici un aspect de frînghie de argint, nici la mijloc şi nici la margini şi pe tot parcursul vinei, de la cca 5 cm de creastă, încep vibraţiile ce devin din ce mai puternice pe măsură ce s-au produs inversiunile indicate mai sus.

Vom observa că în limitele posibile ale spaţiului creat în Laboratorul de Hidrotehnică, n-am putut urmări fenomenul vinei de apă a acestor

deversoare decît pe parcursul în care s-au manifestat cele trei regimuri menționate mai sus :

a) regimul imediat de lîngă creastă (nevibrator);
b) regimul vibrator cu vîna de apă compactă și
c) regimul vibrator al „frînghiei de argint".

Va trebui însă considerată posibilitatea existenței și a altor regimuri, din care, în primul rînd va trebui cercetat acela corespunzător frecării aerului cu vîna sub forma „frînghiei de argint".

În acest regim desigur se va transforma vîna. Frecarea cu aerul va condiționa un regim de mișcare diferit de cele de mai sus atît prin acțiunea directă de contact, cît și prin antrenare.

* * *

Ic. Ca o regulă generală trebuie observat că fenomenul vibrator a fost observat imediat după ce firele de apă, ce au trecut creasta deversorului, au prezentat un fenomen aparent de încrucișare. Cu cît acțiunea de încrucișare a fost mai puternică cu atît și fenomenul vibrator a fost mai mare.

La deversorul triunghiular, în mod special, acțiunea de încrucișare aparentă a fost cea mai puternică și vibrațiile, de asemenea, cele mai puternice.

* * *

Id. Forma vibratorie a fost observată și în sensul deplasării vinei de apă și în secțiunea transversală a vinei.

Pentru *vibrațiile în sens longitudinal,* am pus acest fapt în evidență, făcînd ca vîna de apă să cadă peste *o placă metalică rezemată pe patru resoarte,* placă constituind ceea ce am numit și vom numi în mod curent, receptorul vinei de apă.

Placa metalică de grosime de 1 mm, este solidarizată cu două tuburi verticale de alamă, la a căror extremitate superioară am atașat o altă placă metalică, solidară cu cele două tuburi de alamă. Pe această placă superioară, cu ajutorul unui vibrograf, tip „J. Geiger", am urmărit fenomenele vibratorii ale vinei de apă, în parte amplificate de fenomenele vibratorii ale sistemului utilizat pentru înregistrarea vibrațiilor. Vibrațiile au fost înregistrate pe benzi, iar vibrogramele vor fi prezentate mai jos pentru cazurile mai caracteristice urmărite în laborator.

S-a urmărit în același timp și acțiunea de amortizare ce s-ar putea produce, prin prezența unei saltele de apă plasată între receptor și vîna căzătoare.

În fig. 1, de mai jos, se vede aparatul „Geiger" și dispozitivul utilizat.

În afară de debitele și înălțimile de cădere semnalate mai înainte, s-au făcut și alte determinări. Din toate aceste determinări vom prezenta în figurile de mai jos o parte din ele.

Astfel, *la un deversor dreptunghiular,* cu contracție laterală vom da diagramele arătate în fig. 2, 3, 4, 5 și 6 de mai jos.

În fig. 7 de mai jos, este arătată fotografia unei vine de apă ce trece prin deversor spre receptorul vinei de apă.

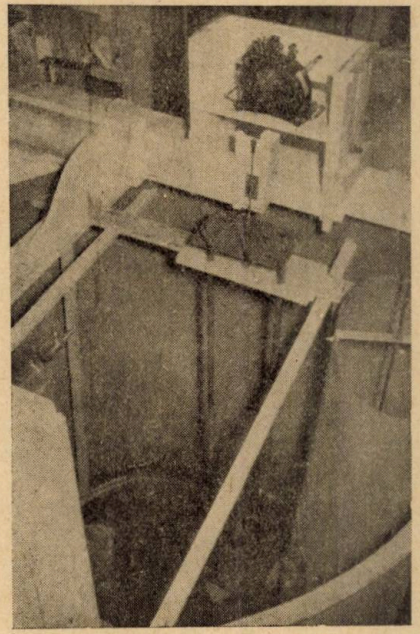


Fig. 1.

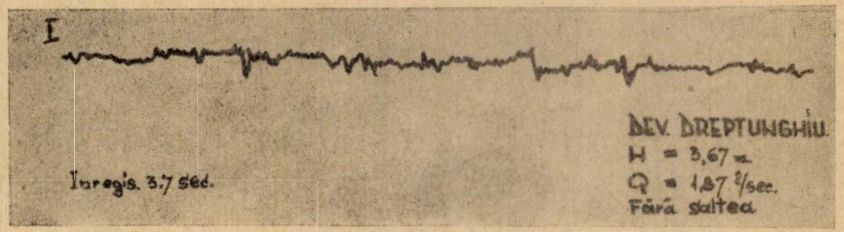


Fig. 2.

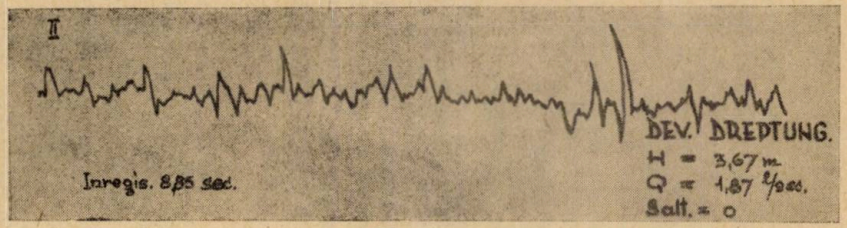


Fig. 3.

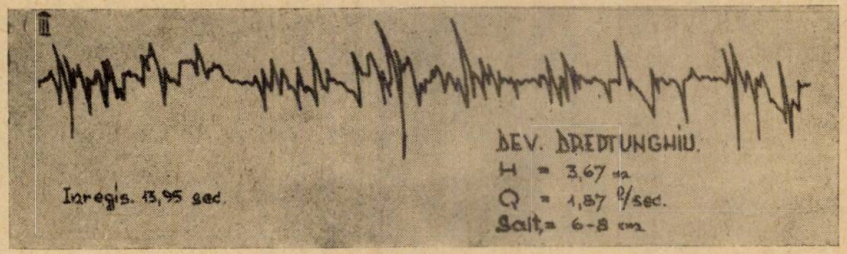


Fig. 4.

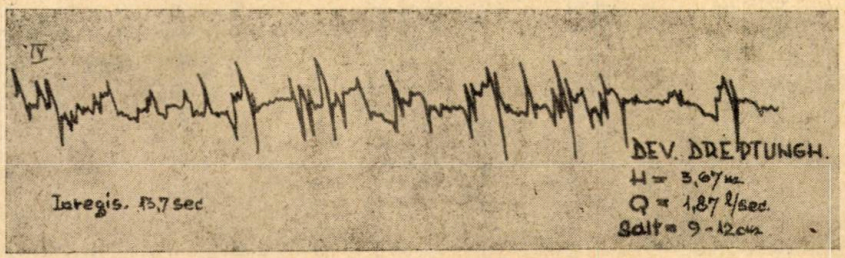


Fig. 5.

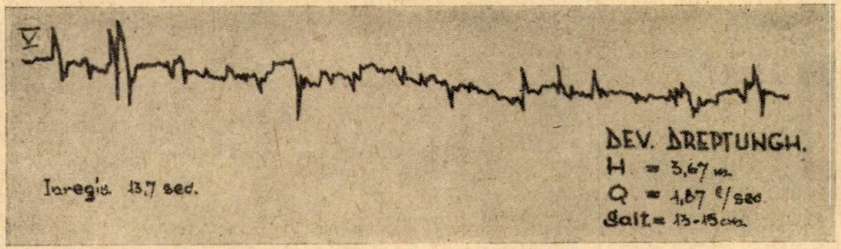


Fig. 6.

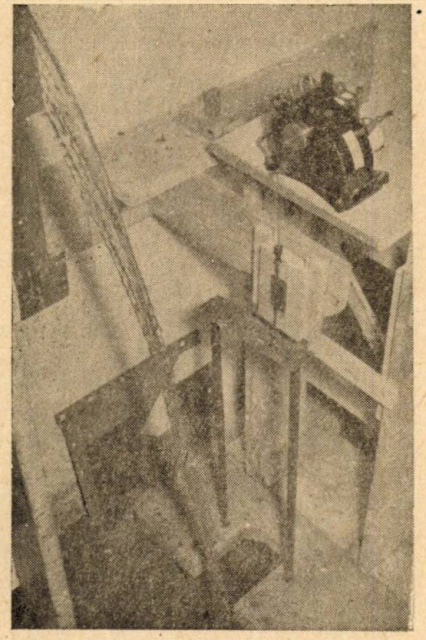


Fig. 7.

Din diagrame se observă că sînt saltele de apă pentru care amplitudinea vibraţiilor se măreşte. După această stare vibratorie puternică, avem o descreştere continuă a amplitudinii, pentru ca la o anumită înălţime de apă a saltelei, vibraţiile să înceteze.

Pentru *deversoarele triunghiulare,* avem în figurile 8, 9, 10 şi 11, de mai jos, vibrogramele corespunzătoare.

* * *

Ie. Pentru vibraţia în sens transversal, adică în plan normal direcţiei de curgere a vinei deversate, cea mai clară dovadă de existenţa acestor vibraţii, o constituie faptul că la un moment dat, aşa cum am pus în evidenţă în descrierea fenomenelor la mişcarea vinei, vîna de apă trece de la un regim în care pelicula ce conturează vîna (pelicula tensiunii superficiale), este intactă, la un alt regim în care vîna are aspectul unei „frînghii de argint" (cu sclipiri puternice).

În acest ultim regim, energia tensiunii superficiale a fost înfrîntă de energia mişcării vibratorii transversale şi vîna, în acest regim, curge cu un caracter cu totul deosebit de cel al primei forme.

Nu este lipsită de interes şi observaţia făcută direct, cu un fir de mătase roşie, subţire de diametru de cca 0,25 mm, şi care introdus în curentul vinei marchează distinct această mişcare vibratorie transversală, prin formarea unui smoc ca o pensulă a firişoarelor de mătase din care este compus firul, firişoare într-o continuă agitaţie transversală.

* * *

If. *În concluzie,* existenţa mişcării vibratorii a vinelor de apă observate, în afară de aspectul vădit pentru orice observator, poate fi evidenţiat : pentru *mişcarea vibratorie longitudinală,* prin acţiunea curentului de apă asupra plăcii metalice prevăzute cu resoarte (receptorul vinei), şi *care nu poate marca vibraţiile întreţinute,* înregistrate de vibrograf, dacă curentul de apă ce izbeşte placa n-ar avea vibraţii, iar pentru *mişcarea vibratorie transversală,* prin posibilitatea de a stabili o echilibrare a energiei tensiunii superficiale într-o secţiune transversală, cu energia vibratorie, în secţiunea corespunzătoare — echilibrare ce la un punct de traiectoria vînei, este distrusă.

* * *

Ig. Considerăm că mişcarea vibratorie este datorită izbirii iniţiale a particulelor de apă ce sînt, în parte, dirijate convergent de muchiile deversoarelor studiate. Cu cît convergenţa va fi mai activă, cum este de exemplu, la deversorul triunghiular, cu atît şi *izbirea va fi mai puternică şi vibraţia mai mare.*

Izbirea particulelor va da prin fenomen de undă, aspectul de încrucişare al particulelor, producîndu-se în acelaşi timp şi următoarele fenomene :

1. Particulele convergente, la întîlnirea cu cele orientate longitudinal (cum sînt firele din cuprinsul interior al lamei deversante) vor produce acţiuni rezultante de izbire a maselor elastice, de unde rezultă oscilaţii longitudinale ; şi

Fig. 8.

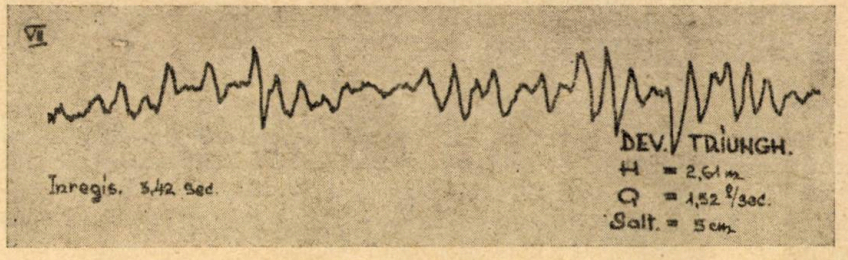


Fig. 9.

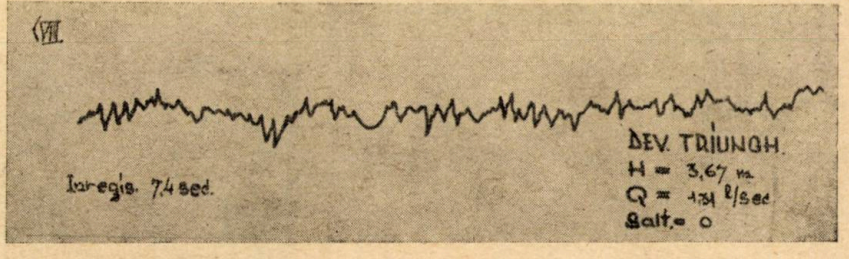


Fig. 10

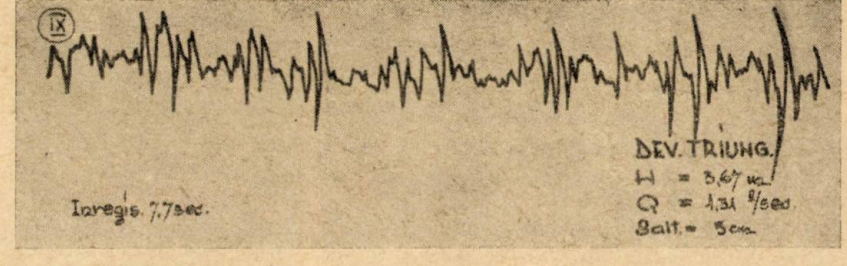


Fig. 11.

2. Pelicula tensiunii superficiale, va fi solicitată din interior, prin izbirea firelor convergente, creîndu-se astfel elemente sau cauza perturbatoare ce se vor transmite prin unde capilare, în lungul peliculei. La acţiunea acestor efecte perturbatoare, trebuie adăugat şi mişcarea reflectată din interiorul vinei a particulelor ce se izbesc, acţiune complexă ce produce de fapt mişcarea vibratorie transversală.

La cele de mai sus, de sigur, trebuie considerată mărimea izbirilor particulelor, datorită mărimei vitezelor în lungul vinei, produsă de gravitate.

*
* *

II. La orificii, au fost observate fenomenele la :
1. orificii triunghiulare şi patrate ; şi
2. orificii circulare.

1. *Orificii triunghiulare şi patrate.*

Observaţiile şi concluziile sînt similare pentru amîndouă aceste feluri de orificii :

Vîna de apă este puternic vibratorie imediat ce a ieşit din orificiu. Aspectul este evident pentru orice observator. Vibraţia puternică a acestor vine se mărturiseşte şi auditiv prin zgomotul puternic ce-l face în rezervorul de apă ce recoltează apa căzută, şi prin aspectul agitat la contactul vinei de apă cu suprafaţa apei din rezervor.

În fig. 12 şi 13 de mai jos, sînt redate aspectele acestor vine de apă ce trec respectiv prin orificiul triunghiular şi orificiul patrat.

În ceea ce priveşte cauzele şi concluziile, cu privire la vibraţia acestor vine de apă, ne vom raporta în totul la cele arătate mai sus, la vinele de apă ce trec peste deversoare.

Şi pentru aceste vine de apă s-au făcut numeroase înregistrări cu vibrograful „Geiger", pe care însă nu le vom mai reproduce.

*
* *

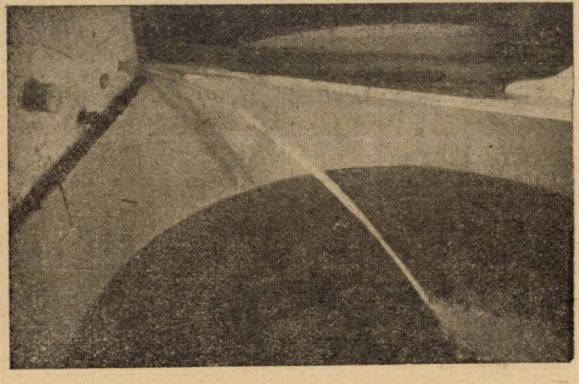


Fig. 12.

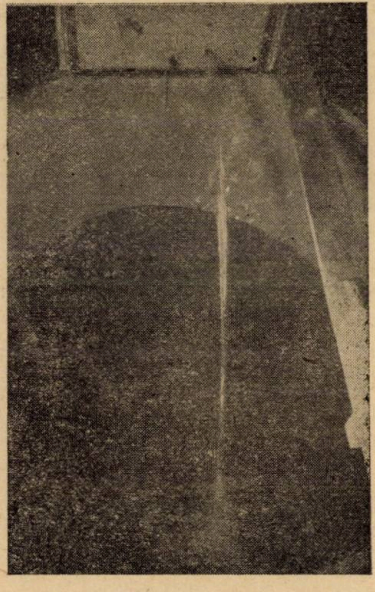


Fig. 13.

2. Fenomenele observate la *orificiile circulare,* cu muchia subțire, tăiate într-un perete vertical (de altfel ca și orificiile de mai sus), *se prezintă diferit.*

Cazurile observate se referă la următoarele diametre: $\phi = 19{,}22$ mm și $\phi = 40{,}2$ mm.

Vom prezenta detaliat cazul întîi, cel de al doilea prezentînd fenomene aproape identice.

Vîna de apă ce trece prin orificiul circular de $\phi = 19{,}22$ mm, cade într-un rezervor, cu înălțimea de cădere de la centrul orificiului la suprafața apei, de la 0,96 m la 1,45 m.

Sarcina ce produce mișcarea apei prin orificiul de 19,22 mm este de 21 cm, și este asigurată practic vorbind, invariabilă, iar rezervorul ce alimentează orificiul este în repaus complet.

În aceste condițiuni, vîna de apă n-are nici-o vibrație și se prezintă pe tot parcursul ei, pînă la căderea în apă, *ca un sloi de gheață* ce intră în apa din rezervor întocmai ca o bucată de lemn *fără nici un zgomot și fără nici-o agitație* a apei în regiunea de contact, așa cum se vede din fig. 14 de mai jos.

La o depărtare oarecare de orificiu, sînt foarte ușoare sclipiri ce ar marca o extrem de slabă mișcare vibratorie.

Desigur că aceste mișcări vibratorii n-ar putea să lipsească cu totul, pentru că totuși acțiunea convergentă a firelor de apă de pe conturul orificiului, cu toată perfecta simetrie a periferiei față de firul central trebuie să-și realizeze o ușoară influență.

Dacă, însă, se introduce la gura orificiului înspre rezervor, un fir de mătase de dimensiunile celui indicat mai sus ($\phi = 0{,}25$ mm) lăsîndu-se să fie antrenat prin vîna de apă, prezența acestui obstacol atît de redus produce o acțiune puternică în întreaga vînă, o puternică mișcare vibratorie și longitudinală și transversală.

În același timp, vîna de apă cade cu zgomot puternic în rezervor, aspectul „frînghiei de argint" se manifestă la diferite lungimi ale vînei după cum și acțiunea perturbatoare a firului de mătase este mai mult sau mai puțin puternică.

Îndepărtarea rapidă a firului de mătase, de la gura orificiului produce instantaneu o „înghețare" a vînei de apă, ce revine cum am spus ca un sloi de gheață.

În consecință, vîna de apă produsă de un orificiu circular de $\phi = 19{,}22$ mm, situat în plan vertical și la care variația vitezelor pe contur este relativ mică (sarcina variind foarte puțin) și fără nici-o acțiune perturbatoare de-a lungul vinei sau peliculei, este *cazul unei vine de apă în aer liber ce s-ar putea considera practic fără mișcare vibratorie.*

Am înregistrat acțiunea acestei vine de apă pe receptorul utilizat și la celelalte vine de apă, printr-un dispozitiv identic cu cel folosit la deversoarele triunghiulare, dreptunghiulare și orificiile triunghiulare și patrate.

Vibrogramele înregistrate sînt pur și simplu o linie dreaptă.

Un fenomen identic a fost observat și cu orificiul circular cu diametru $\phi = 40{,}2$ mm. Vîna de apă este fără nici-o vibrație, cade în rezervorul de

apă fără nici un zgomot şi contactul cu suprafaţa apei din rezervor se face fără absolut nici-o agitaţie, aşa cum se vede din fig. 15 de mai jos.

Fig. 14

Fig. 15.

*
* *

III. Pentru explicarea existenţei mişcării vibratorii longitudinale (în lungul vinei de apă) acolo unde cauzele de început sînt caracteristice (o variaţie a vitezelor ca mărime şi orientare) cum este la un deversor triunghiular, dreptunghiular cu contracţie laterală, sau la un orificiu triunghiular sau patrat, am considerat existenţa a două mase elastice ce se deplasează pe aceeaşi direcţie, însă cu viteze diferite. [1])

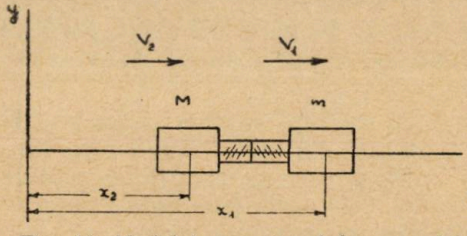


Fig. 16. Modelul mecanic al fenomenului intim generator de vibraţii longitudinale.

Să notăm cu m şi M masele a două corpuri prevăzute cu resoarte ale căror factori de elasticitate sînt K_1 şi K_2, iar deformaţiile resoartelor prin izbire, datorită vitezelor V_1 şi V_2 (unde $V_1 < V_2$) fiind notate cu X_1 şi X_2.

[1]) Am folosit analogia sugerată de J. H. Poyting şi J. J. Thomson din „Properties of Matter".

Notăm cu F forța de contact la un moment dat, care forță reprezintă acțiunea egală pe cele două resoarte, însă de semn contrar.

Ecuația echilibrului dinamic, pentru fiecare din mase, va fi exprimată, cum se știe :

$$m\frac{d^2x_1}{dt^2}=K_1X_1 \quad \text{și} \quad M\frac{d^2x_2}{dt^2}=-K_2X_2.$$

În același timp, însă : $x_1-x_2=\text{const}-(X_1+X_2)$.

Deci, sistemul de ecuații ce prezintă echilibrul dinamic al celor două mase, va fi :

$$\begin{cases} m\dfrac{d^2x_1}{dt^2}=K_1X_1 \\ M\dfrac{d^2x_2}{dt^2}=-K_2X_2 \end{cases} \quad \text{și} \quad \begin{cases} x_1-x_2=\text{const}-(X_1+X_2) \\ K_1X_1=-K_2X_2. \end{cases} \tag{I}$$

Prin deduceri se ajunge la :

$$\frac{d^2X_2}{dt^2}+D^2X_2=0 \quad \text{și în care :} \quad D^2=\frac{K_1K_2(M+m)}{Mm(K_1+K_2)} \tag{II}$$

a cărei soluție generală este de forma :

$$\begin{cases} X_2=A\cos Dt+iB\sin Dt \\ X_1=\dfrac{K_2}{K_1}(A\cos Dt+iB\sin Dt). \end{cases} \tag{III}$$

Ținînd seamă de limite : $t=0\rightarrow X_1=0=X_2$, observăm că se poate ajunge la :

$$\frac{dx_2}{dt}=\frac{K_2}{MD}iB\cos Dt, \quad \text{și} \quad \frac{dx_1}{dt}=-K_2\frac{iB\cos Dt}{mD}.$$

La limita, pentru $t=0$:

$$\left(\frac{dx_1}{dt}-\frac{dx_2}{dt}\right)_{t=0}=-i\frac{B}{D}K_2\frac{M+m}{Mm} \quad \text{sau :} \quad V_1-V_2=-\frac{iB}{D}K_2\frac{M+m}{mM}.$$

În consecință :

$$F=(V_2-V_1)\frac{Mm}{M+m}D\sin Dt, \quad \text{și în care :} \quad D=\sqrt{\frac{K_1K_2(M+m)}{Mm(K_1+K_2)}}. \tag{IV}$$

Pentru cazul nostru, vom considera : $M=m$ și $K_1=K_2=K$ și deci : $D=\sqrt{\dfrac{K}{m}}$ iar (IV) va deveni :

$$F=\frac{V_2-V_1}{2}m\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t. \tag{IV'}$$

Cum se vede din (IV) şi (IV'), *forţa de contact F este oscilatorie.* Amplitudinea forţei de contact, a, va avea valoarea : $a = \frac{V_2 - V_1}{2} m \sqrt{\frac{K}{m}}$ şi este, direct proporţională cu diferenţa vitezelor de izbire şi cu factorul $\sqrt{\frac{K}{m}} = \alpha$; iar pulsaţia va fi dată de : $\omega = \sqrt{\frac{K}{m}} = \alpha$ şi perioada : $T = \frac{2\pi}{\omega} = \frac{2\pi}{\alpha}$.

* * *

IV. În ceea ce priveşte mişcarea vibratorie transversală, cum am arătat mai sus, este manifestată, prin forma vinei în regim „frînghie de argint" şi care fenomen se petrece din momentul în care energia tensiunii superficiale este distrusă de energia vibratorie din secţiunea transversală.

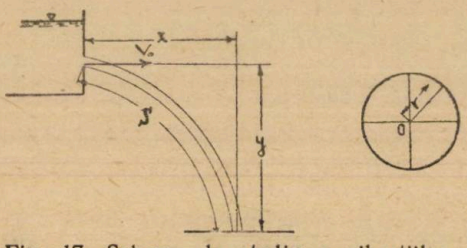


Fig. 17. Schema de studiu a vibraţiilor transversale.

Schema de calcul pentru a stabili lungimea din traiectorie de unde vîna de apă se transformă în „frînghie de argint" se poate desfăşura în chipul următor :

De-a lungul unui diametru în secţiune transversală, considerată circulară, vom avea un oscilator simplu. Energia acestui oscilator simplu ne va da posibilitatea să determinăn prin însumarea la limită, întreaga energie a mişcării vibratorii transversale.

Cum elementele mişcării oscilatorii de-a lungul unui oscilator simplu amplitudine, pulsaţie, fază, sînt în funcţie de lungimea traiectoriei — adică de poziţia pe traiectorie — a secţiunii transversale a vinei de apă, se poate final scrie expresia energiei datorită vibraţiei transversale sub forma :

$$W_{osc} = \frac{\rho A}{2} \Phi [y, \varphi(y)],$$

şi în care : y este ordonata centrului de greutate al secţiei transversale, $\varphi(y)$ este funcţie de fază în raport cu y ; Φ o funcţie mai generală, determinată din dezvoltarea calculului, A este secţiunea transversală a vinei de apă şi ρ densitatea lichidului.

Condiţia de echilibru este ca :

$$W_{osc} = W_{tens.\ superf.} = \sigma \cdot A,$$

A fiind secţiunea transversală şi σ coeficientul de tensiune superficială.

Deci :

$$\frac{\rho A}{2} \Phi [y, \varphi(y)] = \sigma \cdot A$$

sau :

$$\Phi [y, \varphi(y)] = \frac{2\sigma}{\rho},$$

o ecuaţie în y, $\varphi(y)$ şi în care σ este coeficientul de tensiune superficială.

Prin măsurători și determinări ale valorii y, vom putea avea un control al ipotezelor admise.

B. MIȘCAREA VIBRATORIE IN CANALELE CU FAȚA LIBERĂ

Observațiile variate și repetate, făcute în diferitele circuite de curenți cu fața liberă, în Laboratorul de Hidrotehnică a Facultății de Construcții, Institutul Politehnic Timișoara, au pus în evidență că mișcarea în aceste circuite se poate grupa în trei regimuri caracteristice. Un prim regim îl constituie *un regim liniștit* și este corespunzător unei serii de viteze medii de valoare mică și foarte mică. Un alt regim, corespunzător unei serii de viteze medii mari și foarte mari, este un regim agitat, *cu aspect vibrator.*

Intre aceste două regimuri distincte și bine diferențiate, avem al treilea regim, *regim liniștit cu vîrtejuri călătoare,* corespunzător unor viteze medii cuprinse între vitezele medii mici și mari ale celorlalte două regimuri amintite mai sus.

Observațiile s-au făcut pe următoarele circuite cu fața liberă :

1. Un canal dreptunghiular, cu fața interioară perfect netedă și cu secțiunea transversală de 15 cm×15 cm.

2. Un canal dreptunghiular, cu fața interioară perfect netedă, cu secția transversală de 30 cm×30 cm.

3. Un canal de sticlă, dreptunghiular, cu secția transversală de 52 cm×50 cm.

4. Un canal dreptunghiular, cu fața interioară perfect netedă, cu secția transversală de 140 cm×100 cm ; și

5. Un canal trapezoidal, cu suprafața cît mai netedă, cu următorul profil transversal :

lățimea la baza mică 80 cm,
lățimea la baza mare de 300 cm și
înălțimea de 100 cm.

In toate circuitele indicate mai sus, circuite observate în condițiuni variate de funcționare, regimurile de mișcare, s-au manifestat identic

Astfel :

La canalul dreptunghiular de profil 15 cm×15 cm, vitezele medii sub 3 cm/sec, indiferent de ceilalți parametrii — păstrați invariabil în timpul seriei de cercetări (vîscozitatea, densitatea, tensiunea superficială), au corespuns *unui regim liniștit :* suprafața apei, observată direct sau indirect printr-un ecran de proiecție, a fost perfect liniștită și firele de apă paralele.

Viteza fiind mărită treptat, curentul a început să formeze vîrtejuri de-a lungul pereților, ce antrenați de apă, au format ceea ce am numit vîrtejuri călătoare. Aceste vîrtejuri, la început, și corespunzător unei viteze mai mici, sînt rare ; ulterior, cu creșterea vitezei, vîrtejurile călătoare au devenit din ce în ce mai dese, regimul fiind însă tot *liniștit.*

Pentru viteze mai mari de 10 cm/sec, au început să se formeze rețele de unde capilare, cu aspecte de întretăiere aparentă a firelor de apă de

la un perete la altul şi aproape simultan regimul agitat, vibrator, a şi luat naştere.

Cu cît viteza medie s-a mărit, cu atît şi mişcarea vibratorie a devenit mai puternică, regimul vibrator fiind regimul final instalat în circuitul cu faţa liberă.

În toate circuitele, indiferent care din cele indicate mai sus, fenomenele cu formarea celor trei regimuri, s-au reprodus identic ; dar, cum este de înţeles, vitezele medii corespunzătoare celor trei regimuri, fiind pentru fiecare în parte, de valori diferite.

Fig. 18.

În fig. 18, este prezentat fenomenul ce se naşte într-un regim vibrator atunci cînd avem un obstacol cilindric — secţiunea circulară — dispus normal pe direcţia curentului şi vertical pe fundul canalului.

*
* *

Cauzele formării acestor regimuri, pot fi explicate în chipul următor :

La vitezele mici, firele de apă pot ocoli incidentele de contact cu pereţii, fără vreo acţiune de deviere prea mare pentru firele de apă adiacente. Vom înţelege prin incidenţe de contact, chiar la suprafaţa perfect netedă, mici boabe de ciment, de nisip sau o asperitate redusă dintr-o gheluială de lemn.

În consecinţă, firele de apă în secţia de scurgere, vor avea, în linie generală, *o mişcare liniştită,* şi practic vorbind în fire paralele.

La viteze puţin mai mari, incidenţele de contact, vor acţiona asupra firelor din stratul — limit, formînd vîrtejurile, antrenate de curentul longitudinal prin secţia de scurgere, *încă liniştit,* — formînd astfel *regimul liniştit cu vîrtejuri călătoare.*

La viteze sporite, firele de apă în izbire cu incidenţele de contact ori cît de mici ar fi aceste incidenţe, vor crea unde capilare orientate spre interiorul circuitului.

Aspectul ce-l prezintă această deviere este extrem de interesant: ai impresia că firele de apă ar ieși din pereții canalului. Datorită acestor devieri — evident dinspre cei trei pereți ai canalului — se formează ceea ce am numit rețeaua de întretăiere.

Prin izbirea particulelor de apă, datorită acestor unde întretăiate, vom avea *mișcarea vibratorie,* fenomen observat și evidențiat la vinele în aer liber, studiat în capitolul anterior.

Materialul documentar, în legătură cu regimul de mișcare prin circuitele din Laboratorul de Hidrotehnică, este în curs de clasare.

Conculziile vor fi prezentate cu altă împrejurare, cînd vom ajunge și la stabilirea de criterii pentru trecerea de la un regim la altul.

În lucrarea de față, ne propunem să studiem mișcarea în regim vibrator, într-un canal cu fața liberă.

*
* *

Vom raporta mișcarea la trei axe.

Axa X, este axa de-a lungul căreia avem deplasarea longitudinală și o mișcare oscilatorie; iar axele Y și Z formează planul normal deplasării longitudinale și de-a lungul căreia vom avea mișcări oscilatorii, cu observația că la canalele cu fața liberă, numai oscilațiile de-a lungul axei X sînt înscrise între doi pereți rigizi, cu deosebire de un canal sub presiune unde și oscilațiile de-a lungul axei Z sînt la fel limitate de pereții canalului.

Vom cerceta regimul de mișcare al unei mase punctuale, pe figura de mai jos, cu conturul îngroșat, numită masa punctuală centrală, considerată cum este și de fapt, plasată în mijlocul a alte patru mase punctuale de forme geometrice identice (implic XOZ).

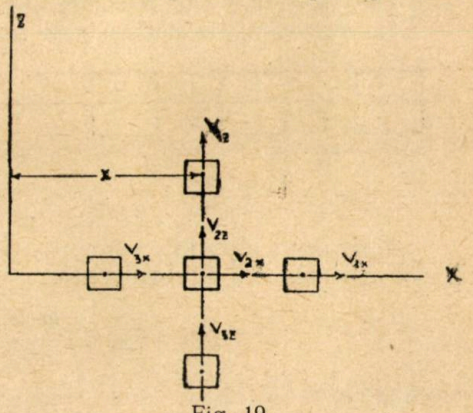


Fig. 19.

Pe figură, aceste mase vor fi figurate cu profil subțire.

Masa centrală punctuală, va avea o viteză V_{2X}, în același timp cînd masele adiacente, în lungul axei X, vor avea vitezele V_{3X}, și V_{1X}.

Coordonatele masei centrale punctuale, fiind X, Y, Z, se pot scrie egale respectiv cu:

$$X=x+x_0\cos(\omega_1 t+\varphi_1);\quad Y=y_0\cos(\omega_2 t+\varphi_2);\quad Z=z_0\cos(\omega_3 t+\varphi_3)$$

cu observația că:

pentru φ_1, faza la origina timpului pentru vibrația după X, va fi considerată egală cu zero, deci $\varphi_1=0$

iar pentru φ_2 și φ_3, vor fi diferite de zero dar considerate pentru prima aproximație, egale între ele, adică: $\varphi_2=\varphi_3=\varphi\neq 0$.

În timpul mișcării de transport și oscilație, masa centrală va fi supusă la următoarele forțe :

a) Forțele de contact : F_{1X} și F_{2X}, după X;
„ „ „ : F_{1Y} și F_{2Y}, după Y;
„ „ „ : F_{1Z} și F_{2Y}, după Z,

forțe imediat adiacente, datorită contactului elastic între masa centrală și masele alăturate.

b) Forțele de frecare datorită mișcării oscilatorii, longitudinale și transversale și

c) Forțele datorită presiunii apei.

* * *

a) Pentru forțele de contact $F_1\,x,\ y,\ z$ și $F_2\,x,\ y,\ z$ ne vom folosi de relațiile stabilite în studiul cu privire la mișcarea vibratorie în vinele de apă în aer liber și anume :

$$F_{1X}=m\,\frac{(V_{1X}-V_{2X})}{2}\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$$

V_{1X} și V_{2X} fiind, după cum indică și fig. 18, — vitezele diferite ale masei centrale și masa imediat aval. În același timp,

$$F_{2X}=m\,\frac{(V_{3X}-V_{2X})}{2}\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$$

și în care V_{3X} este viteza masei imediat amonte de masa centrală.

Ne vom raporta, pentru mai multă claritate la fig. 20, de mai jos ce reprezintă masa centrală, între cele două mase punctuale adiacente :

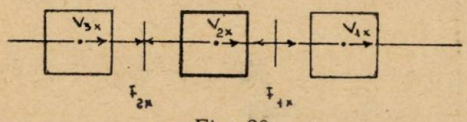


Fig. 20.

Trebuie observat, raportîndu-ne la fig. 20, că atunci cînd forțele F_{1X} sînt de compresiune, cele F_{2X} trebuie să fie de întindere.

Deci, după Ox, din categoria forțelor din grupa (a), ce lucrează pe masa centrală, va fi rezultantă :

$$F_{1X}+F_{2X}=\frac{m(V_{3X}-V_{1X})}{2}\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$$

Vom admite că :

$$V_{3X}-V_{1X}=n_X V_{2X}.$$

În consecință :

$$F_{1X}+F_{2X}=\frac{mn_X}{2}V_{2X}\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$$

și pentru generalizare, vom înlocui pe V_{2X} cu V_X :

$$F_{1X}+F_{2X}=\frac{m\cdot n_X}{2}V_X\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t \quad \text{și în care :} \quad V_X=\frac{dX}{dt}=\frac{d(x+x_0\cos\omega_1 t)}{dt}.$$

Tot din categoria forțelor (a), avem după axele Y și Z, forțele de contact elastic ce se vor putea stabili, ca și cea de pe axa X, sub aspectul:

$$F_{1Z}+F_{2Z}=\frac{m\cdot n_Z}{2}V_Z\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t \quad \text{și} \quad F_{1Y}+F_{2Y}=\frac{m\cdot n_Y}{2}V_Y\sqrt{\frac{K}{m}}\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$$

și în care:

$$V_Y=\frac{dY}{dt} \quad \text{și} \quad V_Z=\frac{dZ}{dt} \quad \text{sau:} \quad V_Y=\frac{d\,[y_0\cos(\omega_2 t+\varphi)]}{dt} \quad \text{și} \quad V_Z=\frac{d\,(z_0\cos(\omega_3 t+\varphi)}{dt}.$$

b) În categoria forțelor (b) intră forțele de frecare datorită mișcării oscilatorii longitudinale, care cu mult sînt superioare frecărilor datorită oscilațiilor de pe celelalte două axe.

De-a lungul axei X, principial, această frecare depinde de: Forțele $F_{1X}+F_{2X}$, presiunea apei, densitatea lichidului și vîscozitatea sa.

Deci, unitar, frecarea se poate scrie funcțional:

$$F_{r1}=\psi\,[\rho,\mu,(F_{1X}+F_{2X}),p] \quad \text{adică:} \quad F_{r1}=A\rho^{\varepsilon}\mu^{\beta}(F_{1X}+F_{2X})^{\gamma}p^{\delta}$$

Analiza dimensională ne va da:

$$F_{r_1}=A\left(\frac{F_{1X}+F_{2X}}{\nu}\right)^{\varepsilon}\cdot\frac{p}{\mu^{\varepsilon}}.$$

și în consecință pe o suprafață oarecare $\Delta\Omega$, frecarea va fi:

$$F_r=A\left(\frac{F_{1X}+F_{2X}}{\nu}\right)^{\varepsilon}\cdot\frac{p\Delta\Omega}{\mu^{\varepsilon}},$$

Intr-o formă analoagă, se vor putea stabili și forțele de frecare datorită mișcării oscilatorii după celelalte axe Y și Z.

c) Forțele datorită presiunii, vor fi neglijate la canalele cu fața liberă.

În consecință, ecuațiile mișcării, după cele trei axe sînt:

$$m\frac{d^2X}{dt^2}=(F_{1X}+F_{2X})-A\left(\frac{F_{1X}+F_{2X}}{\nu}\right)^{\varepsilon}\frac{p\Delta\Omega}{\mu^{\varepsilon}};$$

$$m\frac{d^2Y}{dt^2}=(F_{1Y}+F_{2Y})-B\left(\frac{F_{1Y}+F_{2Y}}{\nu}\right)^{\varepsilon}\frac{p\Delta\Omega}{\mu^{\varepsilon}};$$

$$m\frac{d^2Z}{dt^2}=(F_{1Z}+F_{2Z})-C\left(\frac{F_{1Z}+F_{2Z}}{\nu}\right)^{\varepsilon}\frac{p\Delta\Omega}{\mu^{\varepsilon}},$$

și în care:

$$\begin{cases} F_{1X}+F_{2X}=\dfrac{n_X m}{2}V_X\sqrt{\dfrac{K}{m}}\sin\sqrt{\dfrac{K}{m}}t \\ F_{1Y}+F_{2Y}=\dfrac{n_Y m}{2}V_Y\sqrt{\dfrac{K}{m}}\sin\sqrt{\dfrac{K}{m}}t \\ F_{1Z}+F_{2Z}=\dfrac{n_Z m}{2}V_Z\sqrt{\dfrac{K}{m}}\sin\sqrt{\dfrac{K}{m}}t \end{cases}$$

iar :

$$\begin{cases} V_X = \frac{dX}{dt} = \frac{dx}{dt} - x_0\omega_1 \sin \omega_1 t \\ V_Y = \frac{dY}{dt} = -y_0\omega_2 \sin(\omega_2 t + \varphi) \\ V_Z = \frac{dZ}{dt} = -z_0\omega_3 \sin(\omega_3 t + \varphi) \end{cases}$$

După axa X, în lungul căreia avem mişcarea de transport cu debitul respectiv al curentului lichid, ecuaţia de mişcare se va scrie :

$$m\frac{d^2X}{dt^2} = (F_{1X}+F_{2X})\left[1 - A\frac{(F_{1X}+F_{2X})^{\varepsilon-1}}{\nu^{\varepsilon}} \cdot \frac{p\Delta\Omega}{\mu^{\varepsilon}}\right].$$

Trebuie să observăm, că la suprafaţă, în general în curenţii puţin adînci, în canalele cu faţa liberă, valoarea lui p se poate considera ca foarte mică şi deci termenul al doilea din paranteza membrului al doilea, se poate neglija.

In consecinţă ecuaţia mişcării, după axa X se poate scrie :

$$m\frac{d^2X}{dt^2} = F_{1X}+F_{2X}; \quad \text{sau} \quad m\frac{d^2X}{dt^2} = \frac{n_X m}{2} V_X \sqrt{\frac{K}{m}} \sin \sqrt{\frac{K}{m}}\, t.$$

Simplificînd şi notînd cu $\alpha = \sqrt{\frac{K}{m}}$ avem :

$$\frac{d^2X}{dt^2} = \frac{n_X V_X}{2}\alpha \sin \alpha t; \quad \text{sau} \quad \frac{dV_X}{dt} = V_X \frac{n_X \alpha}{2} \sin \alpha t.$$

De unde :

$$\frac{dV_X}{V_X} = \frac{n_X \alpha}{2} \sin \alpha t$$

şi în consecinţă

$$\log V_X = -\frac{n_X}{2} \cos \alpha t + \text{const.}$$

Pentru $t=0$, V_X va avea valoarea V_X^0 adică la momentul iniţial al studiului, cînd ecuaţia de mai sus devine :

$$\log V_X^0 = -\frac{n_X}{2} + \text{const.} \quad \text{şi prin eliminarea lui } C : \quad \log \frac{V_X}{V_X^0} = \frac{n_X}{2}(1-\cos \alpha t).$$

Deci : $V_X = V_X^0 e^{\frac{n_X}{2}(1-\cos \alpha t)}$ şi în care : $V_X^0 = (V_x - x_0\omega_1 \sin \omega_1 t)_{t=0}$ adică : $V_X^0 = V_x^0$, în care V_x^0 este viteza curentului de transport în momentul iniţial şi în secţiunea considerată.

In consecinţă : $V_X = V_x^0 e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}$ şi în care n_X este coeficientul ce ne dă legătura între vitezele V_{1X}, V_{2X} şi V_{3X}.

*

* *

Similar pentru axele Y și Z, vom avea :

$$V_Y = y_0\omega_2 \sin\varphi \cdot e^{\frac{n_Y}{2}(1-\cos\alpha t)} \quad \text{și} \quad V_Z = z_0\omega_3 \sin\varphi \cdot e^{\frac{n_Z}{2}(1-\cos\alpha t)}$$

Cu observațiile că n_Y și n_Z sînt coeficienții ce ne dau legătura între vitezele V_{1Y}, V_{2Y} și V_{3Y} și respectiv V_{1Z}, V_{2Z} și V_{3Z}.

Așadar în mișcarea vibratorie, într-un canal cu fața liberă viteza care ne interesează, fiind cea după direcția de deplasare a lichidului :

$$V_X = V_x^0 e^{(1-\cos\alpha t)\frac{n_X}{2}} \quad \text{sau} \quad V_X = V_x^0 e^{\left(1-\cos\sqrt{\frac{k}{m}}t\right)\frac{n_X}{2}}.$$

Se poate ușor deduce că prin variația lui t de la 0 la 2 și valorile lui V_X, vor varia tercînd succesiv prin valorile respective

$t\alpha$	0	$\frac{\pi}{2}$	π	$\frac{3\pi}{2}$	2π
V_X	V_x^0	$e^{\frac{n_X}{2}} V_x^0$	$e^{n_X} V_x^0$	$e^{\frac{n_X}{2}} V_x^0$	V_x

Deci în intervalul de timp $t = \frac{2\pi}{\alpha}$, vom avea că viteza curentului de apă într-un punct, în care mișcarea de transport este egală cu viteza V_x^0, variază trecînd succesiv prin valorile : $e^{\frac{n_X}{2}} \cdot V_x^0$ și $e^{n_X} \cdot V_x^0$, cu maximul această ultimă valoare, pentru a reveni la V_x^0.

* * *

De sigur că într-o secție de scurgere, este de foarte mare importanță să se cunoască care sînt valorile lui V_x^0 adică valorile vitezelor de transport în secția în care studiem mișcarea vibratorie.

Vom nota, pentru generalizare, această viteză cu V_x. Ea este o funcțiune ce variază, de fapt, cu Y și Z, adică de forma :

$$V_x = f(Y, Z, \rho, \mu, g),$$

canalul avînd o pantă dată.

Expresia generală a debitului va fi :

$$Q = \iint f(Y, Z, \rho, \mu, g) e^{(1-\cos\alpha t)\frac{n_X}{2}} dY \cdot dZ.$$

* * *

Vom considera o fășie orizontală infinitezimală, de lățimea b a canalului și de înălțimea dZ, V_x variind numai în raport cu Z neglijînd variația după Y.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

Debitul infinitezimal, prin această fâşie, va fi :

$$dQ = V_x \cdot e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}} b \cdot dZ \quad \text{şi în care} \quad V_x = f(\rho, \mu, Z, g).$$

Admitem că : $V_x = A\rho^{\alpha}\mu^{\beta}Z^{\gamma}g^{\delta}$. Analiza dimensională ne va da, pentru apă cu o vîscozitate redusă $\beta \cong 0$, $V_x = AZ^{1/2}g^{1/2}$ în consecinţă :

$$dQ = AZ^{1/2}g^{1/2}b\,dZ\,e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}$$

sau :

$$Q\frac{2A}{3}bg^{1/2}e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}Z_1^{3/2}$$

şi în care Z_1 este adîncimea canalului.

Volumul de apă, debitul, în timpul dt, se va scrie :

$$Qdt = \frac{2A}{3}bg^{1/2}e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}Z_1^{3/2}dt$$

şi în consecinţă, volumul total cumulat în timpul $\frac{2\pi}{\alpha}$, este :

$$\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} Qdt = \int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} \frac{2A}{3}bg^{1/2}Z_1^{3/2}e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}dt = \frac{2A}{3}bg^{1/2}Z_1^{3/2}\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}dt.$$

Debitul mijlociu ce poate fi considerat ca debit constant, în regimul permanent, regimul cercetat de noi este :

$$\frac{\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} Qdt}{\frac{2\pi}{\alpha}} = \frac{\frac{2A}{3}bg^{1/2}Z_1^{3/2}\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} e^{(1-\cos \alpha t)\frac{n_X}{2}}dt}{\frac{2\pi}{\alpha}}. \qquad (\&)$$

* * *

In relaţia (&) de mai sus, vom eşi din nedeterminarea pe care ne-o dă valoarea lui n_X. Vom adopta, o relaţie de legătură între V_{1x}, V_{2x} şi V_{3x}. de forma : $V_{3x} - V_{1x} = V_2$, $n_X = 1$. Posibilităţi precise de determinare ale vitezelor, vor putea da ulterior mult mai multă claritate în această privinţă. Pentru $n_X = 1$, vom avea :

$$\frac{\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} Qdt}{\frac{2\pi}{\alpha}} = \frac{\frac{2A}{3}bg^{1/2}Z_1^{3/2}\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} e^{\left(\frac{1-\cos \alpha t}{2}\right)}dt}{\frac{2\pi}{\alpha}}.$$

În cele ce urmează vom nota :

$$\frac{\int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} Q\,dt}{\frac{2\pi}{\alpha}} = Q_0$$

și deci :

$$Q_0 = \frac{\frac{2A}{3} b g^{1/2} Z_1^{3/2} \int_0^{\frac{2\pi}{\alpha}} e^{\left(\frac{1-\cos \alpha t}{2}\right)} dt}{\frac{2\pi}{\alpha}}.$$

La relația (&) de mai sus vom asocia o a doua relație admițînd că în secțiunea de scurgere a canalului vom avea o viteză mijlocie exprimată prin $\frac{e \cdot V_x}{2}$, viteza maximă pe jumătate, determinată din analiza variațiilor vitezei V_x. Atunci :

$$Q_0 = \int_0^{Z_1} b\,dz \left(\frac{eV_x}{2}\right) = \int_0^{Z_1} \frac{eb}{2} \cdot AZ^{1/3} g^{1/3} dZ = \frac{e}{3} bA g^{1/3} Z_1^{3/3}. \qquad (\&\&)$$

Din relația (&&), de mai sus, vom determina pe A, considerat ca invariabil de-a lungul unei secțiuni de scurgere pentru un anumit tip de canal.

Măsurători exacte din laborator, ne vor da valorile membrului (I) din (&&) și deci determinarea lui A este posibilă — de sigur — pentru fiecare caz în parte.

*

* *

Pentru determinarea lui αt, vom folosi ecuația echilibrului energetic, adică egalitatea între energia potențială a unei vine de apă în deplasarea sa pe lungimea L, și care prin această deplasare se va deprima cu h și energia cinetică a întregei vine de apă, energia creeată prin mișcarea vibratorie. Egalînd cele două energii vom avea :

$$\iiint \rho\,dY\,dZ\,dX \frac{(V_X)^2}{2} = \gamma Q_0 h$$

și în care h este deprimarea nivelului apei vinei vibratorii pe distanță L

$$\iiint dY dZ dX (V_X)^2 = 2gh Q_0.$$

În ipoteza, desigur acoperitoare, ca în aceeaşi secţiune a vinei de apă, avem aceeaşi viteză V_x, expresia de mai sus, devine:

$$\int_0^L bZ_1 V_X^2 dX = 2ghQ_0; \quad bZ_1 L (Vx)^2 = 2ghQ_0 = bZ_1 L (V_x^0)^2 e^{1-\cos \alpha t}.$$

De unde:

$$e^{1-\cos \alpha t} = \frac{2ghQ_0}{bZ_1 L (V_x^0)^2}; \quad e^{\cos \alpha t} = \frac{ebLZ_1 (V_x^0)^2}{2ghQ_0}$$

$$\cos \alpha t = \ln \frac{ebZ_1 L (V_x^0)^2}{2ghQ_0} \quad \text{şi deci:} \quad \alpha t = \arccos \left[\ln \frac{ebZ_1 L (V_x^0)^2}{2ghQ_0} \right].$$

* * *

Din cele rezultate în relaţiile de mai sus, se pot trage următoarele concluzii, cu privire la mişcarea apei în regim vibrator — regimul obişnuit în tehnică — într-un canal cu faţa liberă:

a) Pentru un anumit tip de canal cu faţa liberă, putem — pentru modelul respectiv — să determinăm în laborator valoarea lui A.

Această valoare determinată prin modelare va fi valabilă la toate canalele, de acelaşi tip şi ne va îngădui prin cunoaşterea lui să calculăm debitul în consecinţă.

b) Cît priveşte rugozitatea, element de foarte mare importanţă la calculul canalelor prin teoriile de pînă acum, ea este de fapt înlocuită prin acţiunea vibratorie a vinelor de apă ce se deplasează prin canal, şi deci prin valoarea corespunzătoare a lui αt.

6. CONSIDERAŢIUNI ASUPRA ENERGIEI VINELOR DE APĂ ÎN AER LIBER

În capitolul anterior A, considerîndu-se două particule de lichid de masele M şi m, cu vitezele respective V_2 şi V_1, $V_2 > V_1$ particulele deplasîndu-se pe aceeaşi direcţie, s-a putut stabili — raportîndu-ne la fig. 21. că forţa de contact, F, este de forma:

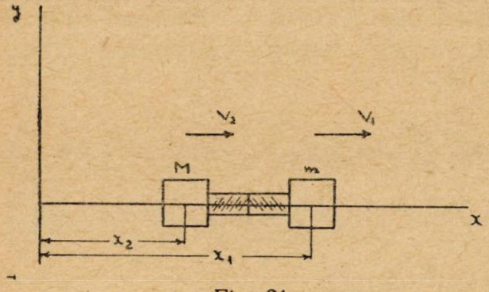


Fig. 21.

$$F = \frac{V_2 - V_1}{2} m \sqrt{\frac{K}{m}} \sin \sqrt{\frac{K}{m}} t.$$

Acest lucru s-a putut stabili considerîndu-se că cele două mase de lichid sînt egale adică: $M = m$ şi de asemenea egal şi coeficientul lor de elasticitate: $K_1 = K_2 = K$.

Este de observat că atunci cînd masele încep să se lovească $t=0$ și

$$\left(\frac{dx_1}{dt}\right)_{t=0} = V_1 \quad \text{și} \quad \left(\frac{dx_2}{dt}\right)_{t=0} = V_2$$

condițiuni de limite, folosite în lucrarea citată, la integrarea ecuațiilor diferențiale ale mișcării în timpul izbirii.

În momentul inițial, $t=0$, în resoartele fictive ale maselor n-avem nici-o energie.

Resoartele însă vor fi comprimate la maximum cînd F este maximum.

Acest lucru se va întîmpla pentru maximul lui $\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t$, cînd $\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t=1$ adică pentru $\sqrt{\frac{K}{m}}t=\frac{\pi}{2}$. Deci, după timpul $t=\frac{\pi}{2\sqrt{\frac{K}{m}}}$, avem că F a ajuns la un maximum.

Energia înmagazinată de una dintre mase, va fi : $W_1=\frac{F\cdot X_1}{2}$ și în care X_1 este deformația resortului acestei mase, în timpul : $t=\frac{\pi}{2\sqrt{\frac{K}{m}}}$.

Dar :

$$X_1=\frac{m(V_2-V_1)}{2K}\sqrt{\frac{K}{m}} \quad \text{și deci} \quad W_1=\frac{F}{2}\cdot\frac{m(V_2-V_1)}{2K}\sqrt{\frac{K}{m}}$$

sau :

$$W_1=\frac{Fm(V_2-V_1)}{4K}\sqrt{\frac{K}{m}}.$$

Analog pentru masa a doua :

$$W_2=\frac{Fm(V_2-V_1)}{4K}\sqrt{\frac{K}{m}}.$$

În consecință energia totală la compresiune va fi :

$$W=W_1+W_2=\frac{F(V_2-V_1)}{2\sqrt{\frac{K}{m}}}. \qquad (I)$$

Cum însă F este după timpul : $t=\frac{\pi}{2\sqrt{\frac{K}{m}}}$ maximum și egal cu $\frac{V_2-V_1}{2}m\sqrt{\frac{K}{m}}$ expresia (I) devine :

$$W=\frac{m(V_2-V_1)^2}{4}. \qquad (II)$$

După obținerea maximului de energie prin compresiune se produce destinderea, care se termină cînd din nou $F=0$, adică pentru timpul cînd $\sin\sqrt{\frac{K}{m}}t=0$ și deci $\sqrt{\frac{K}{m}}\cdot t=\pi$ sau $t=\frac{\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}$, timp în care s-a produs și compresiunea și destinderea, *timpul total în care s-a produs o oscilație.*

Energia totală, într-o oscilaţie completă, adică prin compresiune şi destindere a două mase punctuale, se va scrie :

$$W_{tot} = \frac{m(V_2 - V_1)^2}{2}, \qquad \text{(III)}$$

energie produsă în timpul : $t = \frac{\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}$, iar într-o secundă energia produsă va fi : $W_{tot}^{sec} = \frac{m(V_2 - V_1)^2}{\left(\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}\right)}$.

*

* *

Vom considera, acum o vînă de apă în aer liber, ce iese dintr-un orificiu circular (fig. 22).

În lungul vînei, într-un profil oarecare, *NN*, o particulă de masă *m*, de fapt, egală cu : $\rho\Delta_{vol}$, va avea următoarele forme de energie :

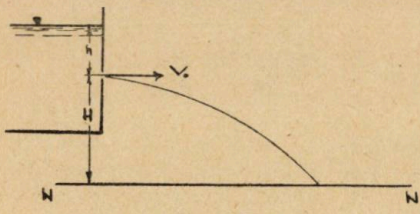


Fig. 22.

o energie cinetică, datorită vitezei în deplasare în lungul vînei ;

o energie potenţială ;

o energie datorită mişcării vibratorii, în lungul vînei ;

şi o energie datorită mişcării vibratorii transversale.

Vom admite că profilul *NN* se găseşte în regiunea vînei vibratorii în care n-avem „funia de argint" — adică unde energia vibraţiilor transversale n-a distrus energia tensiunii superficiale.

Toate aceste categorii de energii, însumate, reprezintă echivalentul energiei totale în dreptul profilului imediat la ieşirea din orificiu. Distanţa între acest profil şi profilul *NN* nu este mare şi deci vom putea neglija energiile pierdute prin frecările interne, transformate în căldură, şi cele produse prin contactul cu aerul.

În consecinţă :

$$[E_{cin.} + E_{pot}]_{prof.\,iniţial} = [E_{cin.} + E_{pot.} + E_{vibr.\,long} + E_{vibr.\,tr.}]_{prof.\,NN}.$$

Fie : V_0 viteza în secţia iniţială, aceeaşi pentru toate particulele ; *H*, distanţa pe verticală la planul *NN* şi *V*, viteza în secţia *NN*, aceeaşi pentru toate particulele.

Vom putea considera toate aceste categorii de energii pe secundă, dacă masa elementară considerată va fi aceea corespunzătoare unităţii de timp adică : $\rho \cdot \Delta Q$ şi în care cu ΔQ este notat un debit elementar.

În consecință : În secția inițială, vom avea :

$$E_{cin/sec}=(\rho\cdot\Delta Q)\,g\cdot\frac{V_0^2}{2g};\quad E_{pot/sec}=(\rho\cdot\Delta Q)\,g\cdot H$$

iar în secția profilului NN :

$$E_{cin/sec}=(\rho\cdot\Delta Q)\,g\cdot\frac{V^2}{2g};\quad E_{pot/sec}=0.$$

Energia vibratorie transversală, fiind mică, o vom neglija.

Energia vibratorie longitudinală, pe secundă va fi cea dată, prin relația deja stabilită :

$$W_{tot}^{sec}=\frac{m(V_2-V_1)^2}{\left(\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}\right)}$$

În consecință :

$$\rho\cdot g\cdot\Delta Q\frac{V_0^2}{2g}+\rho\cdot g\cdot\Delta Q\cdot H=\rho\cdot g\cdot\Delta Q\frac{V^2}{2g}+W_{tot}^{sec};$$

sau :

$$\gamma\Delta Q\left\{\left[\frac{V_0^2}{2g}+H\right]-\frac{V^2}{2g}\right\}=\frac{m(V_2-V_1)^2}{\left(\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}\right)},$$

și în care γ=greutatea specifică.

$$\gamma\Delta Q\mathcal{H}=\frac{m(V_2-V_1)^2}{\left(\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}\right)}\quad\text{și în care}\quad\mathcal{H}=\left(\frac{V_0^2}{2g}+H\right)-\frac{V^2}{2g}.$$

Deci :

$$W_{tot}^{sec}=\gamma\Delta Q\mathcal{H}=\gamma\Delta Q\left[H_0^2-\frac{V^2}{2g}\right]\quad\text{și în care}\quad H_0=\frac{V_0^2}{2}+H.$$

*

* *

Observațiile noastre în laborator, au pus în evidență următoarele :

Vîna de apă, sub acțiunea sarcinei de la orificiu, h, va ajunge în profilul NN într-un anumit punct N — fig. 23 — cînd vîna de apă este *lipsită de vibrații.*

Dacă, însă, vîna este vibratorie — pentru un stadiu de vibrații bine determinate — vîna de apă va ajunge în profilul NN, într-un punct N_1', diferit de N_1 mai apropiat de rezervor — fig. 23.

Existența, dar, a energiei vibratorii are drept efect că deplasează traectoria vînei de apă în aer liber, spre rezervor.

Prin urmare, cînd n-avem vibrații și deci $W_{tot}^{sec}=0$, vom avea o poziție bine stabilită a intersecției vînei cu planul profilului NN — fie acel punct N_1'.

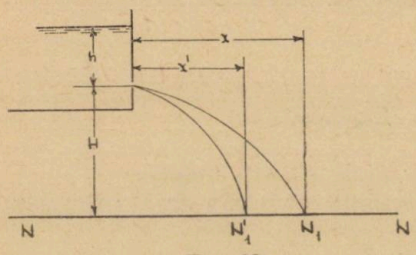


Fig. 23.

După figură : $x=V_0t$ și $H=\frac{gt^2}{2}$ și

$$\begin{cases} x=V_0\sqrt{\frac{2H}{g}} \\ V_0=x\sqrt{\frac{g}{2H}} \end{cases} \qquad (\&)$$

În acest caz, energia vibratorie este nulă și deci, din expresia acestei energii, dată mai sus : $W_{tot}^{sec}=\gamma\Delta Q\left[H_0-\frac{V^2}{2g}\right]$

Vom avea că : $H_0-\frac{V^2}{2g}=0$ sau $V=\sqrt{2gH_0}$, adică toată sarcina H_0 este tarnsformată în energie cinetică.

Dacă, însă, avem mișcarea vibratorie intersecția vînei cu planul profilului NN va fi N_1' și $x'<x$, sau în general, vom nota $x'=x-cx=x(1-c)$ c fiind un coeficient numeric mai mic ca unitatea.

Prin urmare, în cazul mișcării vibratorii în loc de relațiile (&) vom avea :

$$\begin{cases} x(1-c)=V_0\sqrt{\frac{2H}{g}} \\ V_0=x(1-c)\sqrt{\frac{g}{2g}} \end{cases} \qquad (\&\&)$$

de aici vom scoate pe $\frac{V_0^2}{2g}$ în funcție de $x(1-c)$ adică :

$$\frac{V_0^2}{2g}=\frac{x^2(1-c)^2}{4H}$$

și în consecință expresia lui $\mathcal{H}$ vom avea :

$$\mathcal{H}=\left[\frac{x^2(1-c)^2}{4H}+H\right]-\frac{V^2}{2g}.$$

Deci :

$$W_{tot}^{sec}=\gamma\Delta Q\left\{\left(\frac{x^2(1-c)^2}{4H}+H\right)-\frac{V^2}{2g}\right\} \qquad (IV)$$

o expresie care ne dă posibilitatea să calculăm valoarea lui W_{tot}^{sec} dacă cunoaștem pe c adică pe $x'=(1-c)x$, lucru ce s-a realizat și cu ușurință și exactitate în cercetările din laborator.

Din relațiile de mai sus, observăm că deoarece $W_{tot}^{sec}\neq 0$ urmează că :

$$\left[\frac{x^2(1-c)^2}{4H}+H\right]-\frac{V^2}{2g}>0 .$$

și în consecință, în regimul vînei cu vibrații :

$$\frac{V^2}{2g} < \frac{x^2(1-c)^2}{4H} + H$$

pe cînd în regimul fără vibrații :

$$\frac{V^2}{2g} = \frac{V^2}{2} = \frac{x^2}{4H} + H.$$

În consecință, viteza de transport a unei vine de apă în regim nevibrator este mai mare ca viteza de transport a vînei în regim vibrator.

* * *

Tot din observațiile făcute pînă acum în laborator, — observații în continuare — asupra acțiunii vinelor de apă atît vibratorii cît și nevibratorii, a fost pus în evidență că materialul supus acestor curenți este mult mai solicitat prin curenții vibratorii decît prin curenții nevibratorii.

Cercetările noastre cu privire la acest aspect, se întind și asupra diferitelor materiale ce pot fi acționate și asupra timpului în care aceste acțiuni se manifestă.

Rezultatele vor fi comunicate cu altă împrejurare. Totuși vom arăta în fig. 24 de mai jos, rezultatul obținut prin acțiunea acestor două feluri de curenți pe o placă de beton.

Curentul nevibrator al vînei de apă a acționat placa de beton 60 minute, fără să lase urme.

Curentul vibrator a reușit în 4 minute aproape s-o găurească.

Pentru acest caz $q=0{,}28$ litri/sec și înălțimea de cădere : 2,21 m.

Acțiunea energică executată de curentul vibrator, în acest caz ca și în altele experimentate, ne conduc la considerarea mai de aproape a vitezei vibratorii din vîna de apă cînd este în vibrații.

Prin considerații similare cu studiul pe care l-am făcut la mișcarea vibratorie în canalele cu fața liberă, adică admițînd existența spațială a cîte trei mase punctuale elastice, viteza V_x după direcția de deplasare a vînei, este de forma :

$$V_X = V_x \cdot e^{\left(1-\cos\sqrt{\frac{K}{m}}t\right)\frac{1}{2}}$$

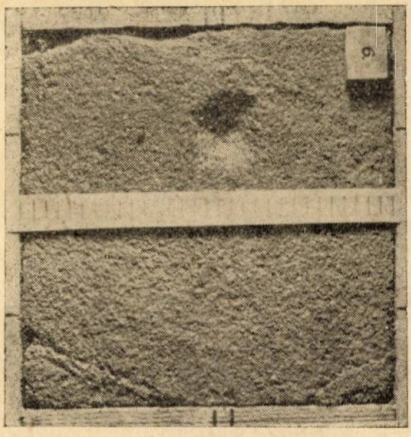


Fig. 24.

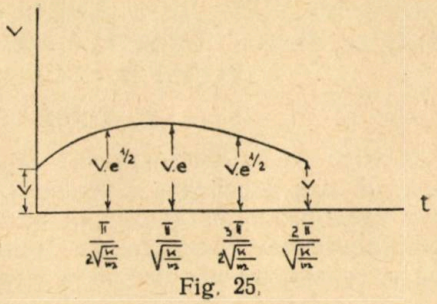


Fig. 25.

şi în care V_x este viteza de transport, şi pe care o putem nota, ca generalizare, cu V.

Deci:

$$V_X = V \cdot e^{\left(1-\cos\sqrt{\frac{K}{m}}t\right)\frac{1}{2}}$$

Viteza vibratorie, V_X, va varia de la $V \cdot e^{1/2}$ va trece prin $V \cdot e$ şi revenind la V după ce a trecut din nou prin $V \cdot e^{1/2}$ toată această variaţie realizîndu-se în intervalul de timp: $t = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}$. În graficul de mai jos, fig. 25, se prezintă schematic, această variaţie:

Energia dezvoltată în intervalul de timp: $t = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}$ va fi:

$$W_{tot}^{\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}} = \frac{m\left(\frac{V+V\cdot e^{1/2}}{2}\right)^2}{2} + \frac{m\left(\frac{V\cdot e^{1/2}+V\cdot e}{2}\right)^2}{2} + \frac{m\left(\frac{V\cdot e+V\cdot e^{1/2}}{2}\right)^2}{2} + \frac{m\left(\frac{V\cdot e+Ve^{1/2}}{2}\right)^2}{2}$$

sau:

$$W_{tot}^{\frac{2\pi}{\sqrt{\frac{K}{m}}}} = \frac{mV^2}{4}(1+e)(1+\sqrt{e})^2.$$

Din relaţia de mai sus, uşor putem conchide că acţiunea vinei de apă vibratorii este mult mai puternică decît acţiunea vinei de apă nevibratorii.

* * *

Lucrarea este în curs de dezvoltare. Va cuprinde, cum este de înţeles, şi studiul mişcării vibratorii în conductele sub presiune precum şi în cîteva circuite specifice construcţiilor hidrotehnice: trecerea apei prin vane, stavile, alimentarea ecluzelor etc., etc.

Ca încheiere trebuie să menţionez că observaţiile şi înregistrările au putut fi realizate cu ajutorul serios şi avizat al tov. asistent Nicoară Traian precum şi al personalului tehnic al laboratorului în special al mecanicului electrician Dure Leonard, cărora şi pe această cale le aduc mulţumirile mele.

БИБРИРУЮЩЕЕ ДВИЖЕНИЕ СТРУИ ВОДЫ В СВОБОДНОМ ВОЗДУХЕ И В ОТКРЫТЫХ КАНАЛАХ. ЗАМЕЧАНИЯ О СТРУЯХ ВОДЫ В СВОБОДНОМ ВОЗДУХЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исходя из наблюдений над струями воды исходящими из круглых отверстий или диверсора с тонкими стенами, устанавливается существование трех режимов движения воды в этих струях: вибрационный в непосредственном соседстве со стеной, вибрационный с плотной струей соды и сильно вибрирующий в форме »серебрянной веревки«.

Вибрации происходят как в направлении траектории струи, так и перпендикулярно ей. Эффект вибрирующего движения оказываемый на металлическую пластинку снабженную пружинами и перпендикулярную к струе, был зарегистрирован вибрографом типа Гейгера.

Математическое объяснение феномена основывается на эластичности столкновения двух частиц воды с массой. Для контактной силы между частицами получена синусоидальная функция.

Существование вибрирующего движения воды замечено и в открытых каналах, где также установлены три режима : спокойный, спокойный с перемещающимися завихрениями и вибрирующий.

В случае вибрирующего движения оно имеет пространственный характер и математическое объяснение учло это обстоятельство.

Выводы основываются на изучения равновесия жидкой частици с массой связанной в трех направлениях с соседними частицами контактными силами и с каждой из них благодаря вибрирующему движению.

И в этом случае выявляется вибрирующая природа закона происходящего феномена. Далее определяется выражение скорости и дебита воды в канале.

Таким образом скорость и дебит связаны с характеристичными элементами вибрирующего движения частицы воды и формой канала.

Автор показывает, что лабораторными испытаниями можно определить эти элементы для каждого канала и предлагает для этой цели формулу для расчета двух указанных гидравлических элементов канала (скорость и дебит).

Струи воды падающие на различные строительные материалы (в частности на бетон), влияют на них различным образом в зависимости от того вибрирующие они или нет, вибрирующие струи особо разрушительны.

Точное определение этих влияний привело к изучению энергетического баланса в струе воды.

В работе выводится выражение энергии необходимой энергии вибрирующей струи воды.

DIE SCHWINGUNGSBEWEGUNGEN DER WASSERSTRAHLEN IN FREIER LUFT UND IN KANÄLEN MIT FREIER OBERFLÄCHE. KONSIDERAZIONEN FÜR WASSERSTRAHLEN IN FREIER LUFT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Ausgehend von der Beobachtung der Wasserstrahlen, welche aus kreisförmigen Öffnungen oder dünnwandigen Überläufen entstehen, unterscheiden wir drei Formen von Bewegungen der Wasserstrahlen : Schwingungsfreie in unmittelbarer Nähe der Wand, schwingend mit kompaktem Wasserstrahl, und stark schwingend in Form eines „Silberseils".

Die Schwingungen entstehen in der Richtung des Wasserstrahls sowie senkrecht auf diesen.

Der Effekt des schwingenden Wasserstrahles auf einer senkrecht angeordneten Metallplatte welche sich mittels einer Federung aufstützt, wurde mit einem Geigerzähler inregistriert.

Die mathematische Auslegung dieses Vorganges hat den elastischen Zusammenstoss zweier Wasserteilchen mit der Masse „*m*" zur Grundlage.

Der Wert der auf die Metallplatte wirkenden Kraft, auf die das Wasser auffällt, hat eine sinusoidale Variation. Das Vorhandensein der Schwingungsbewegung des Wassers beobachtete man auch in Kanälen mit freiem Wasserspiegel, wo man drei Regime unterscheidet: ruhig, ruhig mit fortlaufenden Wirbeln und schwingend. In diesem Falle hat die Bewegung einen räumlichen Charakter, welcher in der mathematischen Deutung berücksichtigt wurde.

Die Ableitung ging von dem Studium eines Wasserteilchens mit Masse „m" aus, welche nach drei Richtungen mit den benachbarten Wasserteilchen durch Kontaktkräfte sowie Reibungskräfte aus der Schwingungsbewegung gebunden ist.

Auch in diesem Falle wird der schwingende Charakter als Gesetz dieses Vorganges hervorgehoben. In Fortsetzung werden die Werte der Wassermenge sowie der Geschwindigkeit des Wassers in Kanälen festgelegt.

Auf diese Art wird die Wassermenge und die Geschwindigkeit mit den charakteristischen Elementen der Schwingungsbewegung der Wasserteilchen und der Form der Kanäle verbunden.

Der Verfasser weist darauf hin, das mit Versuchen im Laboratorium diese charakteristischen Elemente für jedwelchen Kanal festgelegt werden können. Dies bietet eine fundamentale Formel für die Berechnung dieser beiden Elemente (Wassermenge, und Geschwindigkeit) für Kanäle.

Die Wasserstrahlen, welche auf verschiedene Baustoffe auftreffen, insbesondere auf Beton, haben verschiedene Auswirkungen auf diese.

Die zerstörende Wirkung der schwingenden Wasserstrahlen ist bedeutend grösser.

Die genaue Berechnung dieser Effekte führte zu dem Studium über die energetische Bilanz in einem Wasserstrahl.

In dieser Arbeit wird die nötige Energie für die Schwingungsbewegung in einem Wasserstrahl abgeleitet.

CONTRIBUȚII EXPERIMENTALE LA STUDIUL DEVERSORILOR CU PEREȚI SUBȚIRI FĂRĂ CONTRACȚIE LATERALĂ (CU LAMĂ DEVERSANTĂ LIBERĂ)

DE

P. NICOLAU, M. BILĂ, T. NICOARĂ și GH. POPA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Deversorii cu pereți subțiri își găsesc o largă aplicație în tehnica măsurătorilor debitelor de apă. În hidrologie, de exemplu, se utilizează metoda deversorilor pentru determinarea directă a debitelor cursurilor mici de apă.

Elementul esențial de calcul al deversorilor, este debitul ce trece peste ei. În literatura tehnică de specialitate, se indică a se calcula debitul cu ajutorul unei formule rezultate din formula debitului orificiului dreptunghiular sau cu una dedusă prin analiza dimensională.

În primul caz se pleacă de la :

$$q_o = c_d \cdot b \sqrt{2g} (h_2^{3/2} - h_1^{3/2}) \qquad (1)$$

unde

q_o = debitul real al orificiului dreptunghiular cu perete subțire.

c_d = coeficientul de debit pentru orificiul dreptunghiular.

b = lățimea orificiului.

h_2 = adîncimea muchiei inferioare.

h_1 = adîncimea muchiei superioare.

g = accelerația gravitațională.

Prin particularizarea valorii $h_1 = 0$; $h_2 = h$:

$$q_d = c_d \cdot b \sqrt{2g}\, h^{3/2} \qquad (2)$$

unde :

q_d = debitul real al deversorului dreptunghiular cu perete subțire.

c_d = coeficientul de debit pentru deversorul dreptunghiular.

h = sarcina deversorului, măsurată la cel puțin 3 h amonte de secțiunea de deversare.

În cazul cînd nu este posibilă etalonarea deversorului sîntem obligaţi să apelăm la coeficienţii de debit determinaţi pentru alţi deversori, în laborator.

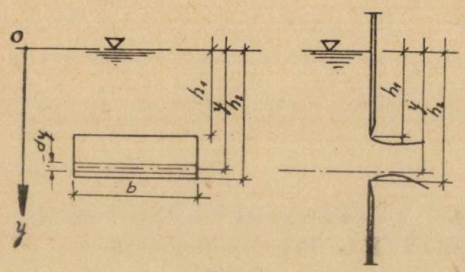


Fig. 1.

În scopul de a permite o cît mai exactă determinare a acestui coeficient de debit, s-au propus diferite funcţii ce-l leagă de elementele geometrice sau hidraulice ale deversorului, cum ar fi sarcina (h) sau înălţimea crestei deasupra radierului canalului (p, înălţimea pragului). Astfel, în cazul lamei libere, de care ne-am ocupat şi noi, remarcăm formulele:

Formula nr. 1: $c_d = \left(0{,}405 + \frac{0{,}003}{h}\right)\left[1 + 0{,}55\left(\frac{h}{h+p}\right)^2\right]$.

după Bazin

Formula nr. 2: $c_d = \left(1 + \frac{0{,}0011}{h}\right)\left(0{,}6035 + 0{,}0813\frac{h+0{,}0011}{p}\right)$.

după Rehbock

Formula nr. 3: $c_d = \left(0{,}405 + \frac{0{,}0027}{h}\right)\left[1 + 0{,}55\left(\frac{h}{h+p}\right)^2\right]$.

sau cînd se poate neglija viteza de apropiere

$$c_d = 0{,}405 + \frac{0{,}0027}{h} \quad [3]$$

Aceste formule au un caracter empiric şi se bazează pe principiul lucrului mecanic minim utilizat pentru prima dată în această problemă de prof. Brachman de la universitatea din Moscova (1861). Ele se recomandă a fi folosite pentru $0{,}2\ \text{m} < b < 2\ \text{m}$; $0{,}1\ \text{m} < h < 1{,}24\ \text{m}$ şi $p < 1{,}13\ \text{m}$. În afara acestor limitări, în aplicaţiile numerice formulele sînt greoaie.

Metoda analizei dimensionale oferă o cale mai bună pentru determinarea formulei debitului.

Pentru aceasta s-a neglijat influenţa tensiunii superficiale, a densităţii apei, şi a vîscozităţii, foarte mică de altfel, rămînînd $q_d = f(b, g, h)$ sau, sub forma cea mai simplă, monomul:

$$q_d = A b^{\alpha} g^{\beta} h^{\gamma} \tag{3}$$

unde A = coeficientul adimensional,
α, β, γ = exponenţi ce urmează a fi determinaţi.

Au rezultat valorile: $\gamma = \frac{5}{2} - \alpha$ şi $\beta = \frac{1}{2}$

Deci:

$$q_d = A\left(\frac{b}{h}\right)^{\alpha} g^{\frac{1}{2}} h^{\frac{5}{2}} \tag{4}$$

Sau :

$$\log \frac{q_d}{\sqrt{g}\, h^{5/2}} = \log A + \alpha \log \frac{b}{h} \qquad (5)$$

Din determinări experimentale asupra mărimilor q, h, b și considerînd că $g = 9{,}81$ m/sec^2 se poate reprezenta grafic expresia obținută, în sistemul $\log \frac{b}{h}$, 0, $\log \frac{q_d}{\sqrt{g}\, h^{5/2}}$. În baza acestei reprezentări se pot deduce valorile numerice pentru α și A.

În laboratorul catedrei de hidrotehnică am efectuat măsurători de debit și sarcini pentru 2 deversoare dreptunghiulare fără contracție laterală cu creasta în unghi de $\sim 15°$. Deversoarele au funcționat cu lama deversantă liberă. Viteza de apropiere fiind mică (1 cm/sec pînă la 16,9 cm/sec), a fost neglijată în calcule.

Deversoarele au avut următoarele caracteristici :
nr. 1 : $b = 520$ mm ; $\delta = 1$ mm = grosimea tablei peretelui deversorului ; $p = 150$ mm = pragul deversorului ; $q = 0{,}83$ l/sec — 7,7 l/sec ; $h = 0{,}096$ dm — 0,415 dm.
nr. 2 : $b = 320$ mm ; $\delta = 2$ mm ; $p = 100$ mm ; $q = 0{,}703$ l/sec — 8,3 l/sec ; $h = 0{,}115$ dm — 0,555 dm.

Reprezentarea grafică a relației (5) pentru cele 2 deversoare s-a făcut în fig. 2 și fig. 3. Aceste reprezentări rezumă, pentru primul deversor 153 observații și pentru al doilea 91 observații.

Am găsit, pentru deversorul nr. 1, $\alpha_1 = 0{,}953$; $A_1 = 0{,}617$ iar pentru deversorul nr. 2, $\alpha_2 = 0{,}962$; $A_2 = 0{,}620$, deci putem considera că $\alpha_1 \cong \alpha_2 = \alpha$; $A_1 \cong A_2 = A$.

Deci :

$$q_d = 0{,}6185 \left(\frac{b}{h}\right)^{0{,}957} \sqrt{g}\, h^{\frac{5}{2}} \quad \text{valabil pentru } h < 5{,}55 \text{ cm.} \qquad (6)$$

Pentru valorile b și h observate în laborator, aplicînd formulele nr. 1, 2 și 3 la determinarea coeficientului de debit în cazul celor 2 deversoare, am obținut următoarele diferențe procentuale, în plus față de debitul măsurat :

la deversorul nr. 1 :	formula nr. 1 :	12,5 % — 92,5 %
	formula nr. 2 :	57,5 % — 87,6 %
	formula nr. 3 :	17,5 % — 85,5 %
la deversorul nr. 2 :	formula nr. 1 :	13,2 % — 66,7 %
	formula nr. 2 :	52,5 % — 25,0 %
	formula nr. 3 :	10,7 % — 38,9 %

Se poate trage deci concluzia că pentru deversoarele de acest tip, cuprinse între $b = 520$ mm și $b = 320$ mm și $h = 0{,}96$ cm și $h = 5{,}55$ cm, cea mai exactă formulă de calcul pentru debit, este (6).

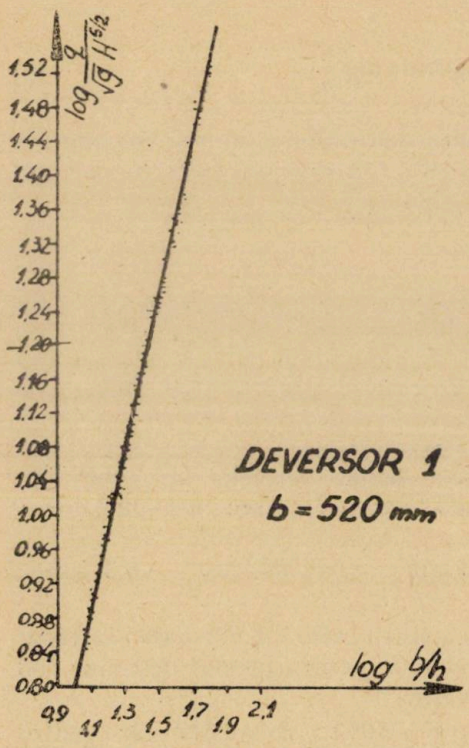


Fig. 2.

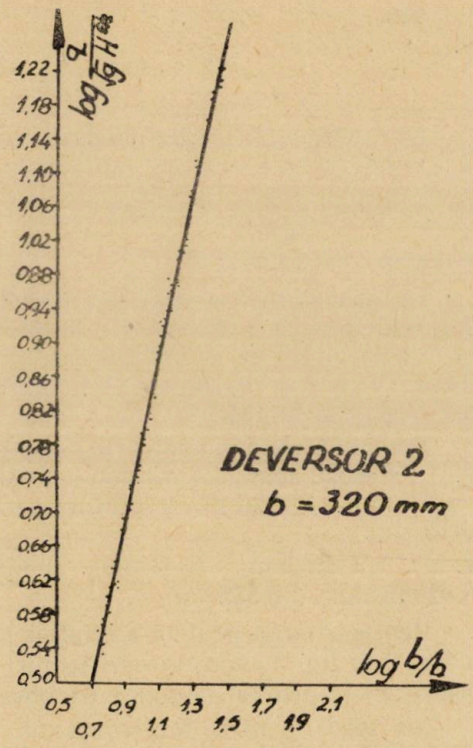


Fig. 3.

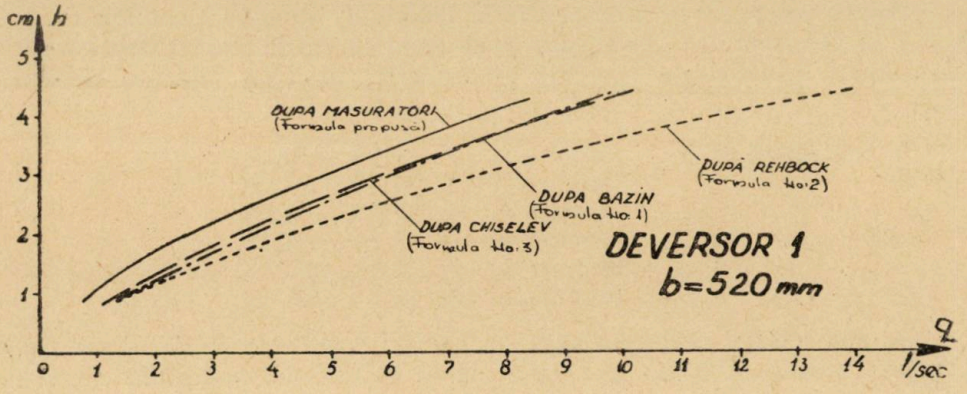


Fig. 4.

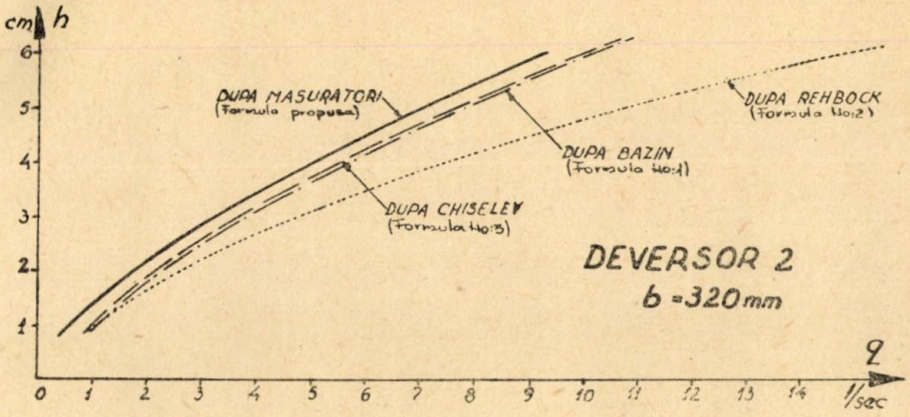


Fig. 5.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ ОТНОСИТЕЛЬНО ИССЛЕДОВАНИЯ ВОДОСЛИВОВ С ТОНКИМИ СТЕНКАМИ ?, БЕЗ БОКОВОГО СЖАТИЯ (СО СВОБОДНОЙ ДИВЕРСИРОВАННОЙ ПЛАСТИНКОЙ)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Работа устанавливает расчетную формулу расхода прямоугольных водосливов без бокового сжатия, со свободной деверсированной пластинкой и с нагрузкой меньше 10 см, область (с точки зрения нагрузки), для которой до настоящего времени не существует проверенных формул. Предложенная формула была установлена при помощи размерного анализа, на основе лабораторных испытаний.

CONTRIBUTIONS EXPÉRIMENTALES À L'ÉTUDE DES DÉVERSOIRS À PAROIS, MINCES, SANS CONTRACTION LATÉRALE (À LAME DÉVERSANTE LIBRE)

(RÉSUMÉ)

On établit, dans notre travail une formule de calcul de débit des déversoirs rectangulaires sans contraction latérale à lame déversante libre et à une charge sous 10 cm, domaine (au point de vue de la charge) pour laquel il n'y a pas de formules vérifiées jusqu'à présent.

La formule proposée a été établie à l'aide de l'analyse dimensionnelle se basant sur les essais de laboratoire.

BIBLIOGRAFIE

1. I. I. Agroschin, *Hidraulica,* 1953, Ed. Energetică de Stat (trad. din l. rusă).
2. P. Nicolau, *Curs de Hildraulică,* 1929, Curs litografiat.
3. P. G. Chiselew, *Indreptar pentru calcule Hidraulice,* 1953, Ed. Energetică de Stat (trad. din l. rusă).

ASUPRA REACȚIEI DE DEPLASARE A IONULUI $H_2N—NH_3^+$ CU BAZE TARI

DE

N. DRĂGULESCU și R. POMOJE

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Hidrazina este o bază biacidă avînd $K_1 = 1{,}55 \cdot 10^{-6}$ și $K_2 < 10^{-12}$. Sărurile ce corespund primei sale etape de disociere, cu anionii obișnuiți sînt combinații cristalizate și stabile, pe cînd sărurile corespunzătoare celei de a doua etape, sînt puține la număr și foarte puțin stabile, iar în soluție ele sînt hidrolizate total.

Dintre sărurile obișnuite sulfatul de hidrazină $N_2H_5HSO_4$ a fost recomandat de către Stollé ca titrosubstanță pentru dozarea hidroxizilor alcalini în prezență de metiloranj ca indicator.

E. Gilbert [1] a intreprins titrarea potențiometrică a sulfatului de hidrazină la electrodul de hidrogen verificînd însușirile de titrosubstanță, constatate de Stollé. El arată că pe curba titrării se pun în evidență două echivalențe, cea dintîi corespunzînd neutralizării ionului de hidrogen, iar cea de a doua formării bazei libere N_2H_5OH sau $N_2H_6(OH)_2$. Totodată el mai observă că metiloranjul virează în cursul titrării cu puțin înainte de prima echivalență potențiometrică.

In lucrarea de față, ne-am propus să studiem, în soluție apoasă, reacția de deplasare a ionului de hidraziniu $H_2N—NH_3^+$ cu hidroxizi alcalini, într-un larg interval de concentrații cu scopul de a preciza în ce măsură ea poate servi pentru determinarea cantitativă fie a hidrazinei și sărurilor ei, fie a hidroxidului de sodiu.

In acest scop am titrat conductometric și potențiometric o serie de soluții de sulfat de hidrazină cu hidroxid de sodiu.

Am întrebuințat sulfat de hidrazină de proveniență cehoslovacă, pe care l-am purificat prin recristalizări repetate iar soluțiile de lucru le-am preparat prin cîntărire directă.

Pentru titrare am folosit soluții de hidroxid de sodiu lipsite de carbonat și care au fost păstrate într-un dispozitiv ce le ferea de CO_2 din aer. Verificarea lor s-a făcut în raport cu boraxul pro-analisi.

I. TITRĂRI CONDUCTOMETRICE

Titrările conductometrice au fost efectuate într-un vas de titrare tip Kolthoff, de dimensiuni potrivite, iar măsurătorile s-au făcut în dispozitivul obişnuit al punţii, cu telefon ca instrument de nul.

Dintr-o soluţie iniţială de sulfat de hidrazină, prin diluări, am realizat o serie de concentraţii între 0,1—0,001 m pe care le-am titrat cu hidroxid de sodiu dintr-o biuretă la care se putea citi 0,01 cm^3.

Titrările sînt expeditive, conductibilitatea se stabileşte repede şi îşi păstrează constanţa în timp.

Diagramele obţinute arată o variaţie a conductibilităţii în timpul titrării, după drepte ce se întretaie în unghiuri care permit o bună determinare a punctelor de echivalenţă.

Tabela 1 înfăţişează seria de titrări efectuate la patru concentraţii de sulfat de hidrazină, cuprinse între 0,1—0,002 m cu hidroxid de sodiu 1,0 m, iar în fig. 1 se arată diagrama unei astfel de titrări.

Tabela 1

Titrări de $N_2H_5 \cdot HSO_4$ 0 1002 m (T=0 013038) cu NaOH 0 9614 m (T=0 03846)

Nr. crt	cm^3 soluţie $N_2H_5 \cdot HSO_4$	cm^3 H_2O	Conc. de titrare	cm^3 NaOH utilizat Echival.		cm^3 NaOH calculat Echival.		Eroarea % Echival.	
				I	II	I	II	I	II
1	2	98	0,002 m	0,21	0,43	0,208	0,417	+1,0%	+3,0%
2	5	45	0,01 m	0,54	1,07	0,521	1,042	+3,5%	+2,5%
3	10	40	0,02 m	1,06	2,11	1,042	2,084	+1,7%	+1,3%
4	50	—	0,1 m	—	10,40	—	10,42	—	−0,2%

Tabela 2 reprezintă determinări efectuate la concentraţii cuprinse între 0,01—0,001 m, titrate cu hidroxid de sodiu 0,1 m, iar fig. 2 arată mersul unei titrări din această serie.

Tabela 2

Titrări de $N_2H_5 \cdot HSO_4$ 0,01006 m (T=0,001309) cu NaOH 0,09717 m (T=0,003887)

Nr. crt	cm^3 soluţie $N_2H_5 \cdot HSO_4$	cm^3 H_2O	Conc. de titrare	cm^3 NaOH utilizat Echival.		cm^3 NaOH calculat Echival.		Eroarea Echival.	
				I	II	I	II	I	II
1	5	45	0,001 m	0,526	1,092	0,518	1,036	+1,5%	+5,1
2	5	45	0,001 m	0,521	1,149	0,518	1,036	+0,6%	+10%
3	5	45	0,001 m	0,525	1,093	0,518	1,036	+1,3%	+5,2%
4	10	40	0,002 m	1,03	2,10	1,036	2,07	−0,6	+1,4
5	10	40	0,002 m	1,035	2,11	1,036	2,07	−0,1%	+1,9
6	10	40	0,002 m	1,04	2,10	1,036	2,07	+0,4%	+1,4%
7	15	—	0,01 m	1,50	3,09	1,55	3,10	−3,3%	−0,3%
8	15	—	0,01 m	1,54	3,13	1,55	3,10	−0,7%	+0,9%
9	15	—	0,01 m	1,50	3,12	1,55	3,10	−3,3%	+0,7%

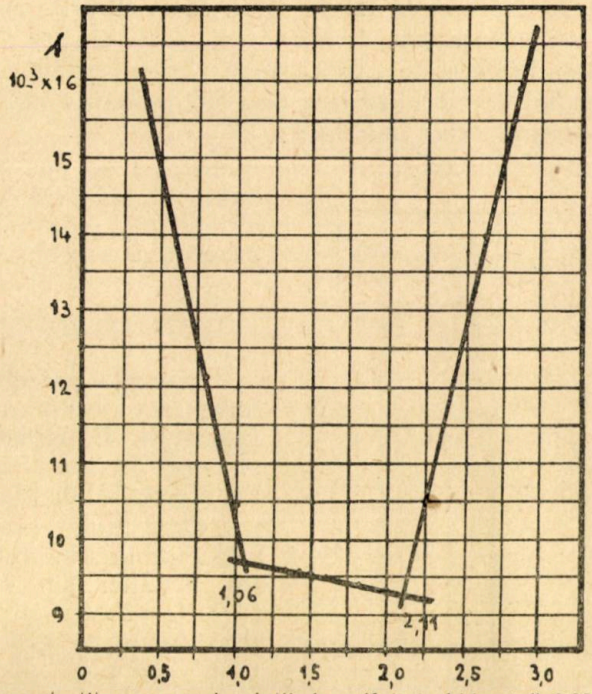


Fig. 1. Diagrama de titrare a unei soluții de sulfat de hidrazină 0,02 m cu hidroxid de sodiu 1 m.

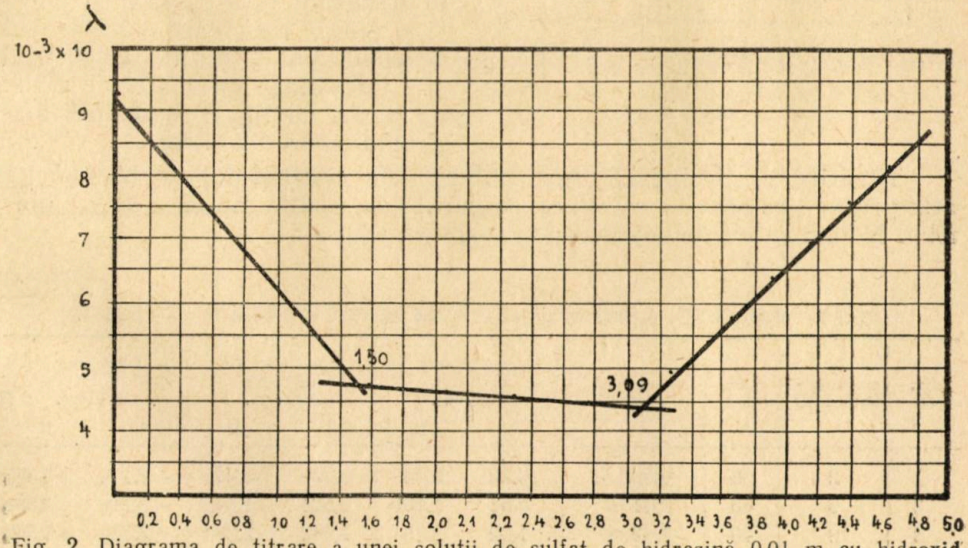


Fig. 2. Diagrama de titrare a unei soluții de sulfat de hidrazină 0,01 m cu hidroxid de sodiu 0,1 m

Determinările cuprinse în tabele arată că în titrările conductometrice se obţin două echivalenţe nete, prima corespunzînd titrării acidului iar cea de a doua punerii în libertate a bazei slabe. Întrucît prima echivalenţă este influenţată sensibil de hidroliză, cea de a doua oferă o mai mare precizie pentru determinări de ordin cantitativ.

Rezultă din acestea că sărurile de hidraziniu se pot titra conductometric cu hidroxid de sodiu în condiţii tot atît de satisfăcătoare ca şi sărurile de amoniu [2].

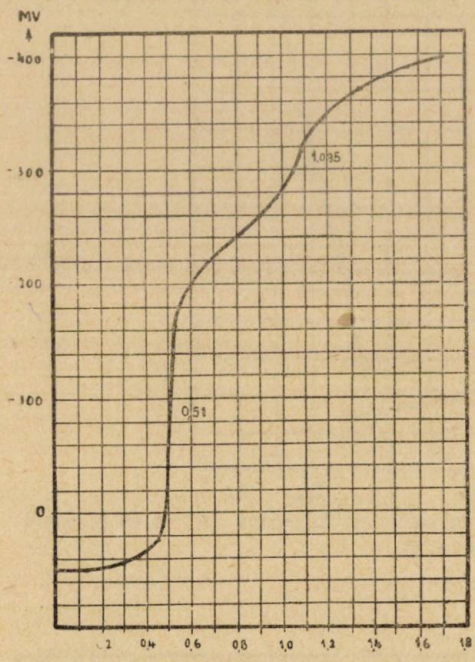


Fig. 3. Diagrama de titrare a unei soluţii de sulfat de hidrazină 0,01 m cu hidroxid de sodiu 1 m

II. TITRĂRI POTENŢIOMETRICE

Titrările potenţiometrice s-au întreprins folosind diferiţi electrozi indicatori. E. Gilbert [1] titrînd sistemul de care ne ocupăm a utilizat electrodul de hidrogen.

Dată fiind cunoscuta expeditivitate de întrebuinţare a electrozilor metalici am întrebuinţat în titrările noastre electrodul de bismut depus pe grafit cu ajutorul unui electrod vibrat, după G. Facsko [3].

Am titrat soluţii de sulfat de hidrazină de diverse concentraţii în domeniul 0,1—0,002 m şi chiar la o diluţie mai mare, cu hidroxid de sodiu 1 m şi 0,1 m. Tabelele 3 şi 4 înfăţişează un număr de astfel de titrări iar fig. 3 reprezintă diagrama uneia din titrări.

Titrările se efectuează uşor, potenţialele electrodului de bismut îşi ating repede valorile de echilibru, asigurînd o execuţie rapidă a determinărilor. Ne-am servit de potenţiometrul sovietic tip P 5.

Tabela 3

Titrări de $N_2H_5 \cdot HSO_4$ 0,1002 m ($T = 0{,}013038$) cu NaOH 0,9614 m ($T = 0{,}03846$)

Nr. crt	cm³ soluţie $N_2H_5 \cdot HSO_4$	cm³ H_2O	Conc. de titrare	cm³ NaOH utilizaţi Echival.		cm³ NaOH calculat Echival.		Eroarea Echival.	
				I	II	I	II	I	II
1	2	98	0,002 m	0,22	0,44	0,208	0,416	+5,4%	+5,4%
2	5	45	0,01 m	0,51	1,095	0,521	1,042	−2,1%	+4,8%
3	10	40	0,02 m	1,02	2,15	1,042	2,084	−2,0%	+3,3%
4	16	—	0,1 m	1,65	3,39	1,67	3,34	−1,25%	+1,5%

Tabela 4

Titrări de $N H_5 \cdot HSO_4$ 0,01009 m ($T=0,001313$) cu NaOH 0,09717 m($T=0,003887$)

Nr. crt	cm³ soluție $N_2H_5 \cdot HSO_4$	cm³ H_2O	Conc. de titrare	cm³ NaOH utilizați Echival.		cm³ NaOH calculat Echival.		Eroarea Echival.	
				I	II	I	II	I	II
1	5	45	0,001 m	0,515	—	0,519	—	−0,8%	—
2	5	45	0,001 m	0,512	—	0,519	—	−1,4%	—

Titrările potențiometrice evidențiază și ele două salturi de potențial, corespunzînd titrării acidului și punerii în libertate a bazei slabe.

Rezultatele cele mai apropiate de cele calculate, se obțin în cazul aceleiași concentrații de reactiv, pentru soluțiile mai concentrate de sulfat de hidrazină.

In general prima echivalență apare pentru un consum mai mic de reactiv, iar cea de a doua pentru un volum ceva mai mare decît cel calculat.

In cazul soluțiilor încă mai diluate, înfățișate în tabela 4, cea de a doua echivalență nu mai este netă. Și la această concentrație însă titrarea se poate efectua cu o exactitate admisibilă.

О РЕАКЦИИ СМЕЩЕНИЯ ИОНА $H_2N—NH_3^+$ С ПОМОЩЬЮ КРЕПКИХ ОСНОВАНИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Даются результаты полученные по методу измерения проводимости, а также путем потенциометрического анализа при титровании растворов сернокислого гидразина в концентрации 0,1—0,001 м гидроокисью натрия в концентрации 1 м и 0,1 м.

Устанавливается, что гидразидовые соли можно титровать гидроокисью натрия по методу измерения проводимости с тем же успехом как и соли аммония.

При потенциометрическом титровании можно успешно применять висмутный электрод отложенный на графите при помощи вибрированного электрода.

SUR LA RÉACTION DE DÉPLACEMENT DU ION DE $H_2N—NH_3^+$ À BASES FORTES

(RÉSUMÉ)

On présente les résultats conductométriques et potentiométriques obtenus au titrage de certaines solutions du sulfate de l'hydrazine, de concentrations comprises entre 0,1—0,001 m, avec hydroxyde de sodium de concentration 1 m et 0,1 m.

On constate que les sels de l'hydrazine peuvent être titrés de manière conductométrique à l'aide de l'hydroxyde de sodium, donnant les mêmes résultats que les sels ammoniacaux.

Pour effectuer le titrage potentiométrique on peut employer avec succès l'électrode de bismuth appliquée sur graphite à l'aide d'une électrode vibrée.

BIBLIOGRAFIE

1. G. B. Pasovskaia, Jurn. Analit. Himii. 1956, XI, fasc. 2, p. 237.
2. G. Gilbert, Journ. Americ. Chem. Soc., 1924, 46, p. 2648-55.
3. G. Facsko şi I. Rădoi, Studii şi Cercetări Ştiinţifice, Acad R.P.R., Baza Timişoara, 1957, IV, nr. 3—4, p. 107.

DEHIDROGENAREA ALCOOLULUI IZOPROPILIC ÎN PREZENȚA CONTACTELOR MIXTE DE CUPRU

DE

L. I. SAUCIUC

Comuncare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Într-un număr de publicații, Langenbeck și colaboratorii [1] descriu așa-zisele „contacte de săruri mixte" care se obțin prin descompunerea termică în atmosferă de hidrogen a unor cristale mixte sau săruri complexe. Din cauza felului cum sînt distribuite metalele participante în cristalul mixt inițial, pot rezulta pînă la urmă catalizatori foarte activi, care, în ultima instanță, sînt formați dintr-o componentă metalică activă și un oxid metalic care are rol de suport. Literatura relatează că în cazul unui contact de Ni—MgO, obținut după principiul indicat din amestec de oxalați, acesta poate atinge — la același conținut de nichel — o activitate de zece ori mai mare decît aceea a nichelului Raney [2].

Langenbeck și Ruzicka [3] studiază dehidrogenarea alcoolului etilic în prezența contactelor de cupru obținute prin descompunerea cristalelor mixte și a sărurilor complexe de formiați și oxalați. Conversia maximă în acetaldehică (54,9%) se atinge cu contactul mixt Cu—Ca. Cuprul și calciul avînd aproape aceeași rază ionică (0,96 respectiv 0,99 Å) se admite că inițial probabil se formează adevărate cristale mixte.

Ciborovski [4] formulează ecuațiile vitezei, bazate pe principii teoretice, pentru reacțiile de dehidrogenare ale alcoolului izopropilic pe suprafețe homogene în fază de vapori pentru intervale de temperatură în care aceste reacții sînt reversibile.

Drept exemple de catalizatori buni de dehidrogenare a alcoolului izopropilic (la 600—620 °C) se consideră cuprul obținut prin reducerea oxidului rezultat din hidroxid precipitat cît și cromitul de cupru care la 310—325 °C permite să se atingă conversi de 71% în acetonă [5].

O. V. Krîlov studiază descompunerea catalitică a alcoolului izopropilic pe diferiți oxizi metalici (Mg, Zn, Cd, Ca, Sr, Ba) și constată că la temperaturi între 200—450 °C aceștia provoacă în special dehidrogenarea [6].

Faptul că oxizii amintiți mai sus intră normal în compoziția contactelor de săruri mixte pe bază de oxalați sau formiați, ei nu mai pot fi considerați în acest caz drept suporți simpli ci sînt activatori.

Se ştie că alcoolii secundari se dehidrogenează, la temperaturi mai ridicate în prezenţa catalizatorilor adecuaţi, la cetone corespunzătoare, cînd se stabileşte echilibrul :

$$R-\underset{\displaystyle OH}{\underset{|}{CH}}-CH_3 \rightleftharpoons R-CO-CH_3+H_2$$

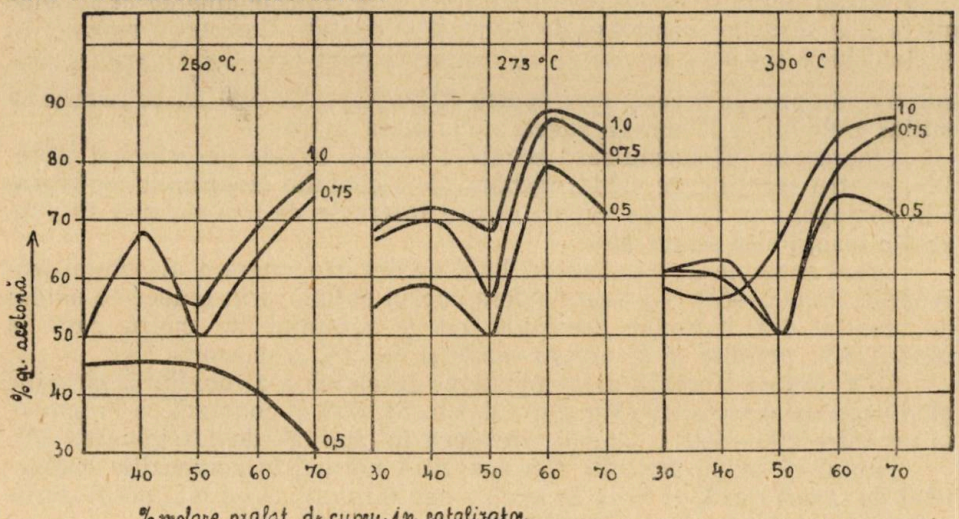
care, pe măsura creşterii temperaturii, este deplasat la dreapta.

Catalizatorul întrebuinţat în reacţia de dehidrogenare a alcoolului izopropilic s-a obţinut pe bază de cupru-oxalat de calciu plecînd de la azotat de calciu.

S-au încercat cinci compoziţii de catalizator şi anume cu 30, 40, 50, 60 şi 70% mol. oxalat de cupru. Se dizolvă cantitatea calculată de azotaţi pentru a obţine o soluţie apoasă de 12%. Pe de altă parte se prepară la cald o soluţie apoasă de 20% acid oxalic cu un mic exces faţă de cantitatea teoretic necesară. În soluţia caldă de azotaţi (60—70 °C) se introduce asbest în prealabil preparat în proporţie de 25% faţă de oxalaţi, apoi în vînă subţine şi continuă agitare soluţia caldă (60—70 °C) de acid oxalic. După 12 ore se filtrează la trompă peste Buchner, se spală pînă la îndepărtarea ionului nitric, se modelează în bile de 3—4 mm, se usucă 4 ore la 110 °C, se introduce cantitatea necesară în reactorul complet montat şi se descompune amestecul de oxalaţi într-un curent de 10 l H_2/h, întîi o oră la 250 °C apoi 7 ore la 290—300 °C.

Reactorul este un tub de sticlă cu Ø interior 18 mm cu tub lateral, montat vertical într-o sobă, legat de gîtul central al unui balon cu 3 gîturi aşezat într-o baie de glicerină. Prin unul din gîturile laterale se introduce hidrogenul iar prin celălalt alcoolul. Reactorul încărcat pe o lungime de 30 cm cu catalizator este legat de vase de condensare-colectare.

Din datele expuse în tabel se pot urmări rezultatele cît şi condiţiile în care s-au executat încercările.



Catalizator I. 30 mol% oxalat de cupru. Prelucrat 39 5 g alcool izopropilic

Debit ec./min.	Condensat obținut g	n_D^{20}	% acetonă	Condensat obținut g	n_D^{20}	% acetonă	Condensat obținut g	n_D^{20}	% acetonă
	250 °C			275 °C			300 °C		
0,5	38	1,3680	45	38	1,3660	55	34	1,3650	61
0,75	37	1,3667	51	36	1,3641	66	31	1,3650	61
1,0				35	1,3640	67	34	1,3654	58
				Catalizator II. 40 mol% oxalat de cupru. Prelucrat 39 5 g					
0,5	36	1,3680	45	35	1,3652	59	33	1,3651	60
0,75	36	1,3637	68	35	1,3634	70	32	1,3645	63
1,0	37	1,3652	59	36	1,3632	71	32	1,3658	56
				Catalizator III. 50 mol% oxalat de cupru. Prelucrat 39 5 g					
0,5	38	1,3680	45	39	1,3672	49	35	1,3670	50
0,75	38	1,3672	49	37	1,3659	56	37	1,3672	49
1,0	38	1,3660	55	36	1,3639	67	35	1,3640	66
				Catalizator IV. 60 mol% oxalat de cupru. Prelucrat 39 5 g					
0,5	35	1,3686	41	37	1,3618	79	37	1,3627	74
0,75	38	1,3644	64	37	1,3605	87	36	1,3618	79
1,0	38	1,3634	70	39	1,3603	88	38	1,3608	85
				Catalizator V. 70 mol% oxalat de cupru. Prelucrat 39 5 g					
0,5	37	1,3705	31	37	1,3632	71	37	1,3632	71
0 75	39	1,3627	74	38	1,3615	81	38	1,3608	85
1,0	35	1,3618	79	38	1,3608	85	38	1,3606	86

Gradul de transformare al alcoolului izopropilic într-un ciclu funcţie de compoziţia catalizatorului, temperatură şi timp de contact se poate urmări în grafice.

Se observă că în cazul executării reacţiei de dehidrogenare la 275 °C, catalizatorul obţinut din sarea mixtă oxalat de cupru oxalat de calciu, în care oxalatul de cupru participă în proporţie de 60%, poate fi considerat drept foarte activ.

ДЕГИДРИРОВАНИЕ ИЗОПРОПИЛОВОГО АЛКОГОЛЯ В ПРИСУТСТВИИ СМЕШАННЫХ МЕДНЫХ КОНТАКТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исследуется активность контакта Cu—CuO полученного из смешанных оксалатных солей в процессе дегидрирования изопропилового алкоголя и отмечается, что при участии меди в первоначальной смеси оксалатов под видом оксалата в количестве 60%, при 275 °C катализатор можно считать очень активным.

DEHYDRIERUNG VON ISOPROPYLALKOHOL IN GEGENWART VON KUPFER-MISCHKONTAKTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird die Wirksamkeit des Cu-CuO-Kontaktes, der aus Oxalat-Mischsalzen bei der Dehydrierung von Isopropylalkohol erhalten wurde, untersucht. Ferner wird festgestellt, dass der Katalysator, unter Beteiligung des Kupfers in der Oxalatform im Verhältnis zu 60% im ursprünglichen Oxalatgemisch bei 275 °C als sehr wirksam bezeichnet werden kann.

BIBLIOGRAFIE

1. W. Langenbeck, H. Dreyer, D. Nehring, J. Welker, Z. anorg. allg. Chem., 1955, 281, 1—2.
2. W. Langenbeck şi colab., Z. anorg. allg. Chem., 1959, 300, 3—4.
3. W. Langenbeck şi Vl. Ruzicka, Z. anorg. allg. Chem., 1955, 278, 3—4.
4. S. Ciborovski, Chimie et Industrie, 1958, 80, nr. 3 (sept.), Progrese în Ind. Chimică II, 1959, 41 c, nr. 64441.
5. A. Weisberger, Technique of organic chemistry, v. 2. Catalytic, Photochemical and Electrolytic Reactions. Interscience Publishers, Inc., New York, 1956.
6. O. V. Krîlov, Gheteroghenii Kataliz v Him. promîslenosti Gozhimizdat, 1955, 437—445. Revista de Referate Chimie, 1957, nr. 3, p. 86.

ÎNCERCĂRI ASUPRA CUARȚITULUI DE TOMEȘTI, RAION FĂGET

DE

E. LAȚIU și LUCIA CICOARE

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Cuarțitul de Tomești apare la suprafață în blocuri pînă la 10 tone cu aspectul unor pietre funerare în flancul văii situată pe partea stîngă a șoselei dinspre Romînești spre Tomești, la circa 1 km de la marginea comunei Tomești, ocupînd o suprafață de circa 1 km^2.

Blocuri de cuarțit mai mult sau mai puțin izolate se mai semnalează în defileul văii Bega la intrarea în comuna Tomești și în vecinătatea zăcămîntului de porfirit. De asemenea, astfel de blocuri se mai găsesc în mai multe locuri pe teritoriul comunelor învecinate Romînești, Curtea și Fărășești, răspîndite pe o suprafață de circa 30 km^2.

După o lucrare mai nouă cu privire la geneza zăcămintelor terțiare de cuarțit din R.D.G. [1], acestea se clasifică în : 1) cuarțite cristaline alcătuite din granule cristaline de cuarț, neregulate,. concrescute strîns, fără ciment sau lipsind acesta aproape complet și prezentînd o structură de pavaj și 2) cuarțite cu ciment cu granule de cuarț, care au o orientare optică diferită de aceea a silicei din ciment, ultimele sînt caracteristice pentru era terțiară. Acestea prezintă mai multe tipuri și s-au format ulterior în rocele terțiare prin consolidarea nisipurilor străbătute de soluri de acid silicic în circulația apelor cu acid silicic, proces denumit silicificare sau silicizare [2]; [3].

Blocurile de cuarțit de Tomești ca aspect macroscopic, unele sînt de culoare cenușie, străbătute de fășii de culoare mai deschisă, alb-cenușii și cu zone pătate gălbui-brunii, iar altele au o culoare gălbuie cu fășii cenușii și zone pătate de culoare neagră-cenușie.

Determinîndu-se greutatea lor specifică cu volumometrul Erdmenger-Mann, s-au obținut următoarele valori : pentru varietatea gălbuie 2,67 g/cc și pentru cea cenușie 2,63 g/cc. Absorbția de apă la temperatură și presiune normală, prin scufundarea în apă și păstrarea probelor pînă la saturație, este pentru varietatea gălbuie 0,53%, iar pentru cea cenușie 0,70%, cu porozitatea aparentă corespunzătoare de 1,29%, respectiv 1,76%, indicînd că aceste varietăți reprezintă cuarțite compacte, adică corespunzătoare din punct de vedere tehnologic [4].

Analizîndu-se chimic cele 2 varietăţi de cuarţit de Tomeşti, s-au obţinut următoarele date :

Varietatea	Pierderea la calcinare	SiO_2 %	$Al_2O_3+Fe_2O_3$ %	Fe_2O_3 %	CaO %	MgO %
Gălbue	0,37	98,4	1,54	0,37	urme	urme
Cenuşie	0,40	97,8	1,91	0,53	urme	urme

Cum se remarcă, din punct de vedere a compoziţiei chimice, cele 2 varietăţi de cuarţit au un conţinut bogat în SiO_2, corespunzînd sub acest aspect ca materie primă pentru produsele refractare silica, ţinînd seamă că un cuarţit corespunzător trebuie să conţină minimum 97% şi maximum 99%. Cuarţitele cu peste 99% nu sînt corespunzătoare, deoarece au posibilităţi reduse de transformare, iar acelea cu mai puţin de 97% de asemenea nu sînt corespunzătoare, din cauza unui conţinut prea mare de impurităţi uşor fuzibile, care micşorează refractaritatea produselor silica. Impurităţile feruginoase ce le conţin aceste varietăţi de cuarţit sînt corespunzătoare atît cu privire la natura lor, cît şi a conţinutului procentual.

Analiza microscopică la microscopul polarizant a cîtorva secţiuni subţiri în cele 2 varietăţi de cuarţit de Tomeşti indică următoarele particularităţi micrografice :

1) Varietatea gălbuie prezintă o stare de granulaţie mai grosieră, cu structură pavimentoasă microgranoblastică orientată, relativ bogată în infiltraţii feruginoase, dar totuşi destul de pură. Cristalele de cuarţ prezintă extincţie ondulatorie, plaja nestingîndu-se dintr-odată, ci treptat ca o undă datorită tensiunilor interne.

2) Varietatea cenuşie prezintă o granulaţie mai fină microcristalină, de asemenea pură, exceptînd infiltraţiile feruginoase şi eventual manganomelanice.

Prezentînd o importanţă anumită dimensiunile granulelor de cuarţ în ceea ce priveşte viteza de transformare a acestuia în tridimit, s-a determinat la microscopul polarizant cu ajutorul ocularului micrometric dimensiunile granulelor de cuarţ mari, mijlocii şi mici, prezente în secţiunile celor 2 varietăţi de cuarţit de Tomeşti.

În tabela următoare sînt indicate dimensiunile medii mari, mijlocii şi mici a acestor varietăţi de cuarţit :

Varietatea	Dimensiuni mari în mm	Dimensiuni mijlocii în mm	Dimensiuni mici în mm
Gălbue	0,422	0,182	0,0567 şi 0,0294
Cenuşie	—	—	0,058 şi 0,023

Cum se remarcă, varietatea cenuşie de cuarţit nu conţine decît 2 feluri de granule mici, ambele de ordinul de mărime al sutimilor de mm.

În legătură cu consideraţiile precedente prezintă o importanţă anumită şi raportul planimetric dintre granulele mai mari şi mai mici din cuprinsul secţiunii.

În acest scop s-a utilizat rețeaua planimetrică a lui Hirschwald, obținînd pentru varietatea gălbuie raportul $\frac{120}{280}=0{,}43$ între numărul de pătrățele acoperite de granulele mari, de ordinul de mărime al zecimilor de mm și a pătrățelelor corespunzătoare granulelor mici, de ordinul de mărime al sutimilor de mm.

Același raport pentru varietatea cenușie de cuarțit este $\frac{100}{300}=0{,}33$, între numărul pătrățelelor acoperite de granulele de ordinul sutimilor de mm mai mari, respectiv mai mici. Cu alte cuvinte, varietatea cenușie de cuarțit este mai bogată în granule mici, în afară de faptul că granulele de cuarț sînt mai mici decît la cea gălbuie.

Particularitățile structurale micrografice ale celor două varietăți de cuarțit demonstrează că varietatea cenușie este foarte indicată pentru fabricarea produselor refractare silica, pentru starea ei de granulație fină, implicînd o mare capacitate de reacție, de transformare a cuarțului în tridimit [5].

Comparînd microstructura acestor varietăți de cuarțit de Tomești cu aceea a cuarțitelor terțiare din R.D.G., se remarcă o deosebită asemănare a varietății cenușii cu tipul a, adică cu cuarțitul granulat cu ciment granulos, dar cu un conținut relativ mai redus de ciment granulos și cu granule de cuarț mai mici, fără să se semnaleze prezența cimentului bazal.

Varietatea gălbuie, în schimb, conține granule mai mari de cuarț corodate intens, articulate cu ciment granulos în cantitate mai redusă decît în varietatea cenușie de cuarțit, avînd deci o capacitate de reacție relativ mai mică decît varietatea cenușie.

CONCLUZII

1) Cuarțitul de Tomești după natura zăcămîntului în blocuri într-o regiune cu zăcăminte extinse de nisipuri (Jupînești, Brănești, Gladna) este cu multă probabilitate un cuarțit terțiar.

2) Cele 2 varietăți de cuarțit de Tomești, gălbuie și cenușie, au absorbție de apă 0,53%, respectiv 0,70%, iar porozitatea aparentă 1,29%, respectiv 1,76%, valori care corespund din punct de vedere tehnic, ambele varietăți fiind cuarțite compacte.

3) După compoziția chimică, cu un conținut între 97—98,5% SiO_2 și cu impurități feruginoase în cantitate potrivită este un cuarțit indicat îndeosebi pentru fabricarea produselor refractare silica.

4) Microstructura cuarțitului de Tomești, alcătuită din granule de cuarț articulate printr-un ciment granulos în cantitate relativ redusă de asemenea indică că este un cuarțit cu o capacitate de reacție relativ mare, corespunzînd și sub acest aspect pentru fabricarea cărămizilor refractare silica.

ИССЛЕДОВАНИЕ КВАРЦИТА В МЕСТОРОЖДЕНИИ ТОМЕШТЬ, ФЭЖЕТСКОГО РАЙОНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Залежи кварцита в Томешть, Фэжетского района, Тимишорской области, образовались повидимому в третичной эре путем силицизации, обнаруживаясь в виде глыб в районе с распространенными залежами песка.

Как химический состав обоих разновидностей кварцита, желтоватого и серого, содержащих 98,4%, соответственно 97,8% SiO_2 и значительные железистые включения, так и кажущаяся пористость составляющая 1,29%, соответственно 1,76%, указывают на то, что это плотный кварцит хорошего качества для производства динасовых кирпичей.

Микроструктура этих кирпичей характеризованная наличием большого количества зернистого цемента, указывает также что этот кварцит способен к оптимальной реакции.

ESSAIS SUR LE QUARTZITE DE TOMEŞTI DU RAYON FĂGET

(RÉSUMÉ)

Le quartzite de Tomeşti, rayon Făget, région Timişoara, date probablement de l'ère tertiaire. Il s'est formé par silification, apparaissant en blocs dans une région où l'on trouve de gisements étendus de sables. La composition chimique des deux variétés de quartzite, l'une jaunâtre et l'autre grise, contenant 98,4%, resp. 97,8% SiO_2 et des impuretés ferugineuses suffisantes, comme aussi la porosité apparente de 1,29%, resp. 1,76% indiquent qu'il s'agit d'un quartzite compact de bonne qualité, propre à la fabrication des produits réfractaires silica.

De même, la microstructure de ces variétés, caractérisée par une quantité considérable de ciment granulaire, indique qu'il s'agit ici, d'un quartzite dont la capacité de reaction est optime.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Hohl, Zur Entstehung unserer Tertiarquarzitlagerstätten. Silikat Technik, 1957, t. 9, p. 368.
2. E. Kalkowski, Die Verkieselung der Gesteine in der nördlichen Kalahari. Abhdlg. d. Nat. Ges. Isis in Dresden, 1901.
3. B. v. Freyberg, *Die Tertiärquarzite Mitteldeutschlands und ihre Bedeutung für die feuerfeste Industrie*. Ver. v. F. Enke, Stuttgart, 1926.
4. P. P. Budnikov şi alţii, *Tehnologia produselor ceramice*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1951, p. 95.
5. P. P. Budnikov, G. V. Kukolev şi D. N. Poluboiarinov, *Tehnologia Keramiki i Ogneuporov*. G.I.L.P.S.M., 1955, p. 269.

CONTRIBUȚIUNI LA CUNOAȘTEREA CARACTERISTICILOR FIZICO-CHIMICE ALE PRINCIPALELOR RÎURI DIN REGIUNEA TIMIȘOARA

DE

V. COCHECI, I. HORESCU, I. PIRVU și R. TAUBERT

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comuncări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Una din problemele de cea mai mare importanță o constituie protejarea apelor de suprafață, întrucît poluarea lor cu ape reziduale, poate prezenta un pericol pentru sănătatea populației și poate cauza pagube economice însemnate.

Dacă problema asigurării apei potabile pentru centrele populate și a apei industriale pentru întreprinderi, a constituit o preocupare de prim ordin, problema epurării apelor reziduale pentru a se evita impurificarea bazinelor naturale, a fost considerată în trecut ca o problemă secundară.

În regiunile puternic industrializate, rîurile au devenit prea mici față de cantitățile mari de ape reziduale, care se deversează în ele transformîndu-le în veritabile canale de scurgere a apelor uzate. Un exemplu elocvent îl constituie la noi în țară chiar în regiunea Timișoara rîul Bîrzava, al cărui debit este insuficient pentru colectarea și autoepurarea apelor reziduale de la Combinatul Metalurgic Reșița și Distileria de Lemn și Gudroane Caraș-Vasiova.

Apele reziduale menajere au fost studiate mai mult și s-a ajuns la obținerea unor cifre medii de conținut ; în schimb cele industriale prezintă o mare varietate în funcție de specificul industriei.

Problemei cunoașterii și protejării bazinelor naturale în R.P.R., i se acordă o importanță deosebită, fiind creiat un organ superior, Comitetul de Stat al Apelor, în preocupările căruia intră această problemă.

Rețeaua bazinelor naturale a regiunii Timișoara cuprinde următoarele rîuri principale : Timiș-Bega, Bîrzava, Mureș aval de Zam, Cerna, Bela-Reca și Nera.

Prezenta lucrare își propune a studia caracteristicile fizico-chimice a rîurilor din regiunea Timișoara pe o perioadă de un an.

Datele obținute sînt redate în tabele și au fost efectuate în cadrul colaborării cu Comitetul de Stat al Apelor, Sectorul Apelor Mureș-Banat.

Proprietățile fizico-chimice ale acestor ape de suprafață se modifică continuu pe parcurs datorită afluenților, eroziunii malurilor și fundului albiilor și în special din cauza apelor reziduale industriale și menajere pe care le colectează.

Efectului defavorabil de poluare, datorită condițiilor arătate mai sus, i se opune acțiunea de autoepurare, caracteristică bazinelor de ape naturale. Procesul de autoepurare depinde de foarte mulți factori, determinant fiind descompunerea aerobă a materiilor organice sub acțiunea microorganismelor din apă în prezența oxigenului dizolvat.

Ca o consecință a acestor fenomene și a scurgerilor inconstante a apelor reziduale industriale și menajere și datorită în special variațiilor de debit, valorile determinărilor fluctuiază în general în jurul unor valori medii.

Din acest punct de vedere avem și unele probe, în care anumite impurități care poluiază apele, depășesc limitele admise de toxicitate, din această categorie făcînd parte în anumite perioade, apa de Bega și Bîrzava.

I. Canalul Bega face parte din bazinul Timiș-Bega, care are o lungime de 144 km și al cărui curs străbate zone muntoase (Munții Godeanu, Țarcu, Poiana-Rusca, Semenicul) zone de deal și zone de cîmpie.

În tabela 1 sînt redate valorile obținute la analizele apei de Bega, în diferite perioade ale anului și în diferite puncte arătate la fiecare probă în parte.

Calitățile apei de Bega aval Timișoara, sînt datorate în mare parte apelor reziduale pe care le colectează de la diferite întreprinderi din Timișoara, precum și cele menajere, eliberate parțial de suspensii grosiere în instalațiile întreprinderilor comunale a orașului Timișoara. De asemenea se mai datoresc și efectului slab de diluare din cauza debitului redus în unele perioade, debitul maxim fiind de 9,85 mc/sec.

Din datele analizelor se vede ca apa are o duritate relativ mică (în medie 4,5 °D).

În ceea ce privește substanțele nocive și dăunătoare faunei și florei remarcăm în cazul apei de Bega, prezența amoniacului între limitele 0—1,8 mg/l. Amoniacul provine în general din apele menajere, produse de dezasimilație și din fermentația substanțelor organice cu azot.

Uleiurile și combustibilii lichizi prezenți, formează o peliculă pe suprafața apei și împiedică dizolvarea în apă a oxigenului necesar oxidării biologice. Uleiurile minerale fiind stabile din punct de vedere chimic și biochimic se acumulează.

Calitatea scăzută a apei de Bega aval Timișoara, necorespunzătoare normelor, se datorește cantității uneori foarte scăzute a oxigenului dizolvat (0,2 mg/l).

Cauzele scăderii conținutului în oxigen, sînt multiple : consumul ridicat de oxigen pentru oxidarea substanțelor organice și anorganice ; slabă putere de aerare din cauza curgerii lente, panta canalului Bega aval Timișoara fiind numai de 18 cm/km ; suprafață relativ mică în contact cu aerul față de debit și la toate acestea adăugîndu-se pelicula de uleiuri și combustibili lichizi de pe suprafața apei, care și ea împiedică fenomenul de aerare și în consecință și autoepurarea.

Tabela 1

Locul şi data	Timiş				Bega									
	Teregova Lugoj		Teregova Lugoj		Aval Sin-Mihai	Otelec	Amonte Solventul	Aval Solventul	Aval ICOT.	Amonte Sin-Mihai	Otelec	Otelec	Otelec	Otelec
	20. V. 1958	21. V. 1958	18. 08. 1958	31. 01. 1959	4. VI. 59	4. VI. 59	1958 17. VII.	25. IX. 1958	25.I V. 1958	25. IX. 1958	28. XI.	1958 26. XII.	1959 16. I.	1959 24. III.
Aspect	tulbure	tulbure	limpede	translucidă	tulbure cu ulei	tulbure cu ulei	translucidă	tulbure	tulbure	tulbure	limpede	limpede	limpede	limpede
Culoare	gălbue	gălbue	fără	fără	opalescentă	gălbue	gălbue	gălbue	gălbue	gălbue	fără	fără	fără	fără
Miros	fără	fără	fără	fără	fără	fără	putrefacţii	putrefacţii	putrefacţii	putrefacţii	fără	fără	fără	fără
Temperatura apei °C	14	22	25	0	24	19,5	23,3	20	20	26	4	7	1	9,2
Temperatura aerului °C	18	25,8	30	0	34,5	28,5	38,2	26	23	22	6	5	−1,5	14,7
pH	7,6	7,4	7,0	7,2	7,4	7,4	7,2	7,6	7,7	7,6	7,8	7,0	7,0	7,0
Alcalinit f.f. cc n/10 HCl	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Alcalinit m—o cc n/10	4,5	10,5	14,6	8,36	17,1	14,6	14,1	25,84	22,0	21,28	18,4	15,6	16,7	15,3
Suspensii mg/l	18	90	32,4	25,5	195	189	25	18	30	38	34,8	36,2	73,4	13,6
Rezidiu fix 105 °C mg/l	58,3	150	151,2	82,8	305	198	104	197,0	223,6	130,8	154,0	214,8	164,0	163,2
Subst. organ. rece mg $KMnO_4$/l	129,3	8,1	1	7,81	11,2	9,8	8,8	39,19	38,8	41,5	9,92	13,0	12,9	19,0
Subst. organ. caldă mg $KMnO_4$/l	207,5	28,8	4,28	18,71	29,5	29,3	17,2	55,9	56,0	56,5	23,0	28,9	22,1	38,0
Nitriţi mg N_2O_3/l	0	0	0	0	0	0	0	urme	urme	0,01	0	urme	0,8	0,08
Nitraţi mg N_2O_5/l	0	0	0	0	1,5	1,5	0	0,002	0,003	0,02	0	0	1,4	0
Amoniac mg NH_3/l	0	0	0	0,01	1,1	1,5	0	0,25	1,8	1,6	0,1	0,8	0,75	0
Oxigen mg O_2/l	7,25	8,25	8,30	10,3	7,25	8,25	7,3	7,1	2,6	0,2	8,6	9,7	10,7	8,8
Bioxid de carbon mg CO_2/l	2,2	2,3	—	—	2,2	2,3	2,0	3,3	2,3	+	+	+	+	+
Hidrogen sulfur. mg H_2S/l	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,8	—	—
Cloruri mg Cl/l	3,5	2,5	3,5	9,0	14,5	9	11	30	35	12,8	14	9,8	—	9,0
Fenoli mg/l	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Duritate temp. °D	1,26	2,92	4,18	2,3	4,8	4,2	3,9	7,2	6,1	5,9	5,2	4,3	4,7	4,2
Duritate totală °D	0,9	2,5	5,0	3,8	3,9	4,6	2,9	5,9	5,6	5,2	4,5	4,4	4,9	4,7
Oxid de calciu mg CaO/l	8,4	22,9	40,6	36,1	27,4	28,5	20,3	45,4	40,2	40,1	35,2	36,4	36,4	29,4
Oxid de magneziu mg MgO/l	urme	2,1	7,0	2	8,1	7,2	7,1	12,1	11,8	9,2	7,5	6,05	9,0	8,0
Duritatea totală calculată	0,84	2,57	5,02	3,88	3,85	3,84	3,00	6,20	5,55	5,27	4,55	4,46	4,88	4,04

Puterea de autoepurare a canalului Bega este necorespunzătoare faţă de cantităţile mari de substanţe organice fermentescibile, evacuate în el. În timpul sezonului rece se acumulează prin decantare pe fundul biefurilor, substanţe organice, a căror descompunere este lentă în acest sezon şi se accentuiază odată cu creşterea temperaturii, în anotimpurile călduroase.

Substanţele organice şi anorganice oxidabile, precum şi uleiurile şi combustibilii lichizi, provin de la întreprinderile din Timişoara care le evacuiază prin canalul colector al oraşului.

În tabela 2, vom prezenta datele analitice privind apele reziduale de la cîteva întreprinderi din Timişoara şi anume: Industria Lînei, Fabrica Bernath Andrei, Electrobanat şi Uzinele Textile Timişoara.

Tabela 2

Intreprinderea şi data	12 probe Industria Lînei 13. XII. 1957	7 probe Bernath A. 15. III. 1958	6 probe Electro-Banat 27. III. 1958	6 probe Uzinele Textile 23. I. 1958
Aspect	Tulbure	Tulbure	Tulbure cu suspensii uleioase	Tulbure cu susp. colorate
Culoare	galben-brun	galben-brun	galben-brun	galben-roşu-brun
Miros	subst. organice	putrefacţie	putrefacţie subst. org.	subst. org.
Temperatura °C	13,5—46			12—53
Alcalin. ff. cc n/10 HCl	0—0,32	0—45,6	0—2998	40—680
pH	4,3—8,5	2,2—12	7,1—14	1—13
Aciditate ff cc n/10 NaOH	0—15,3		0—7,8	5—1925
Rezidiu fix 105 °C	140—11604	10354—77350	310,8—18906	611—22336
Rezidiu fix 180 °C	104—10908			609—19661
Suspensii mg/l	163—1310	756—15046	198—1517	20—6640
Oxidabilitate mg $KMnO_4$/l	17,4—9300	20850—31520	316—7034,8	231—33680
Hidrogen sulfurat mg H_2S/l	sub 0,02—0,5	101,2—1865	0—urme	—
C.B.O_5 mg O_2/l	—	2346	—	—
Acid cianhidric mg HCN/l	0	—	—	—
Azot total mg N_2/l	—	0—955	—	—
Nitriţi mg N_2O_3/l	—	—	—	0—41,2
Amoniac şi amoniu mg NH_3/l	0—85,2	2,8—186	—	0—15,57
Mercur mg Hg/l	—	—	0—72,3	—
Azot amoniacal mg N_2/l	—	—	0—2470	—
Sulfaţi mg SO_4^{-2}/l	—	105,3—5980	7,4—1041	2,44—9996
Sulfiţi mg SO_3^{-2}/l	—	0—3420	0—11,2	0—817,5
Cupru mg Cu/l	—	—	0—2820	—
Fenoli mg/l	0—0,1	—	—	—
Nichel mg Ni/l	—	—	0—urme	—
Tiosulfaţi mg $S_2O_3^{-2}$/l	—	—	—	0—31,25
Crom mg Cr^{+6}/l	0—14,9	0—3370	0—urme	—
Clor mg Cl_2/l	—	—	—	0—358
Cloruri mg Cl/l	—	2940—15435	0—9100	—
Zinc mg Zn/l	—	—	0—2250	—
Plumb, Cadmiu, Argint mg/l	—	—	0—urme	—
Sulfuri alcaline mg S^{-2}/l	—	—	—	urme—8,19

Probele au fost luate atît din secţiile, cît şi din canalul colector al acestor fabrici.

Rezultatele reprezintă limitele între care variază substanţele, în funcţie de deversările secţiilor.

II. Bazinul rîului Bîrzava se întinde pe o lungime de 159,8 km, avînd un debit de 3,4 mc/sec. amonte de Reşiţa, 5,35 mc/sec aval de Bocşa Romînă şi 7,94 mc/sec. la graniţa cu R.P.F. Jugoslavia.

Apa rîului Bîrzava are o duritate medie de aproximativ 7 °D.

Limitele între care variază conţinutul în oxigen în apa rîului Bîrzava, nu sînt reduse în măsura poluării sale. Acest lucru se datoreşte probabil posibilităţilor de aerare bună a rîului, precum şi datorită faptului că substanţele organice deversate de cele două întreprinderi, nu sînt fermentescibile, iar o parte din substanţe avînd chiar caracter bactericid.

Combinatul Metalurgic Reşiţa şi Distileria de Lemn şi Gudroane Caraş-Vasiova, deversează cantităţi mari de combustibili lichizi, uleiuri minerale şi gudroane, care conţin substanţe nocive şi cauzează pagube mari în faună şi floră.

BÎRZAVA

Tabela 3

Locul şi data	Moniom 7. VII. 58	Moniom 14. X. 58	Amonte Bocşa-Vas. 22. I. 59	Aval Bocşa-Vas. 22. I. 59	Gătaia 20. II. 59	Gătaia 19.III. 59
Aspect	tulbure	cu suspensii	tulbure	tulbure	tulbure	tulbure
Culoare	fără	fără	fără	fără	fără	fără
Miros	fără	putrefacţie	fără	fenoli	fără	fără
pH		7,5	7,1	7,0	7,2	7,1
Temperat apei °C	18	18,5	6,0	6,0	2,5	6,7
Temperat. aer °C	16	13,5	7,0	7,0	5,5	3,2
Alcalin. MO cc n/10 HCl	15,9	42,5	31,3	21,9	7,9	20,8
Alcalin. ff. cc n/10 HCl	0	0	0	0	0	0
Suspensii mg/l	26,0	14,8	67,6	53,2	66,4	63,1
Rezidie fix 105 °C mg/l	353,2	245,8	137,2	313,6	298,2	265,2
Oxidabilitate rece mg $KMnO_4$/l	15,9	16,8	14,5	16,4	9,52	15,7
Oxidabilitate cald mg $KMnO_4$/l	46,5	30,19	47,3	34,0	17,6	31,6
Nitriţi mg N_2O_3/l	0	0	0	0	0	urme
Nitraţi mg N_2O_5/l	0	0	0	0	0	0,52
Amoniac mg NH_3/l	0,03	4,1	6,9	7,0	0	5,7
Oxigen mg O_2/l	9,1	6,2	9,0	7,3	13,5	7,8
Hidrogen sulfur. mg SH_2/l	urme	urme	0	0	0	urme
Cloruri mg Cl/l	26,2	91	—	—	10,0	13,0
Fenoli mg/l	0,28	0,3	0,6	0,8	0,02	—
Metale grele	0	0	0	0	0	—
Duritate temp °D	4,45	12,98	8,75	6,14	2,25	5,82
Duritate totală °D	2,8	9,1	6,0	6,2	11,2	6,1
Oxid de calciu mg CaO/l	25,9	83,2	47,7	48,2	89,5	44,8
Oxid de magneziu mg MgO/l	1,4	6,0	9,0	10,0	16,0	12
Duritate totală calculată °D	2,73	9,15	6,01	6,20	11,15	6,14

Cantităţile de substanţe nocive deversate, depăşesc limitele de toxicitate admise, putînd creia pagube mari în faună şi floră. De exemplu : con-

ţinutul ridicat în amoniac (7 mg/l) şi în fenol (0,8 mg/l) pot aduce pagube însemnate crescătoriilor de peşte, primul prin acţiunea sa letală la concentraţii mari, iar cel de-al doilea, chiar în urme, alterează gustul cărnii peştilor.

III. Un alt rîu de care ne-am preocupat este Mureşul. El intră în regiunea noastră la Zam. Bazinul lui are o lungime de 415 km. Altitudinea medie este de 500 m, iar panta variază între 0,25—9,78 m/km. Aceasta favorizează procesul de autoepurare printr-o bună aerare, la care mai contribuie şi lăţimea mare a rîului.

Variaţiile de debit a acestei rîu, debitul maxim fiind de 600—700 mc/sec., se datoresc în special precipitaţiilor care fluctuiază între 336 mm şi 2 000 mm anual.

MUREŞ

Tabela 4

Locul recoltării şi data	Arad	Brănişca 30. VI. 58	Arad 28. VII 58	Brănişca 30. VIII. 58	Arad 15. IX. 58	Brănişca 15. XII. 58	Arad 31. I. 59	Arad 16. III. 59
Aspect	tulbure	tulbure	limpede	tulbure	tulbure	limpede	limpede	tulbure
Culoare	gălbuie	gălbuie	fără	fără	fără	fără	fără	gălbuie
Miros	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără
Temperat. apei °C	20,5	16,2	22	19	10	1	0	5,7
Temperat. aer °C	19	18,1	16	15	11	2	2	2
pH	7,6	7,5	7,6	7,5	7,5	8,0	7,3	7,5
Alcalin. MO cc n/10 HCl	14,4	17,4	8,9	19,2	13,5	39,7	30,3	24,1
Alcalin. ff cc n/10 HCl	0	0	0	0	0	0	0	0
Suspensii mg/l	165	66	1945	—	99,2	3,4	32,4	439
Rezidiu fix 105 °C mg/l	450	626,1	426,8	—	492,4	339,2	400,4	680,4
Oxidabilit. rece mg $KMnO_4$/l	22,2	9,2	16,0	11,1	9,1	7,9	6,4	26,2
Oxidabilit. cald mg KMn_4O/l	45,04	30,8	53,6	26,8	18,1	14,55	14,6	61,8
Nitriţi mg N_2O_3/l	0	0,33	0	0	0	0	0	0
Nitraţi mg N_2O_5/l	0,16	0,52	0,05	0	0	0	0	0
Amoniac mg NH_3/l	0,13	0,05	0	0	0	0	0,2	0
Oxigen mg O_2/l	9,0	9,7	8,1	9,3	10,1	10,8	13,0	9,0
Bioxid de carbon mg CO_2/l	—	—	—	—	—	—	—	—
Cloruri mg Cl/l	50,0	79,0	94,0	47,5	277	34,0	83	47
Oxid de calciu mg CaO/l	42,1	56,0	70	42,1	127,1	61,6	94,2	58,8
Oxid de magneziu mg MgO/l	7,9	2,1	6,4	2,3	8,6	20,7	20,0	12,0
Duritate temporară °D	6,8	4,9	2,5	5,4	3,8	11,2	8,5	6,7
Duritate totală °D	4,1	5,9	7,8	4,6	13,58	9,0	12,2	7,6
Duritate calculată °D	5,30	5,89	7,88	4,53	13,88	9,01	12,18	7,54

Mureşul colectează ape reziduale de la mai multe întreprinderi chimice din podişul Transilvaniei, fie direct, fie prin afluenţii săi. La aceste ape reziduale colectate se adaugă şi ape menajere din oraşele de pe malurile sale.

Unul din oraşele cele mai mari de pe malul Mureşului, Aradul, nu deversează apele reziduale în Mureş decît după frontiera cu R. P. Ungară, prin canalul Mureşel, ceea ce explică poluarea redusă a Mureşului în regiunea noastră.

Datorită considerentelor de mai sus, efectul de diluare şi de autoepurare al rîului Mureş este suficient de mare, pentru înlăturarea acţiunii negative a apelor reziduale şi menajere care se deversează în acest rîu.

Totuşi conţinutul în unele substanţe netoxice se acumulează depăşind conţinutul apelor de suprafaţă, de exemplu: conţinutul în cloruri şi în calciu.

IV. Celelalte ape de suprafaţă la care s-au efectuat determinări sînt: Timiş, Cerna, Bela-Reca şi Nera. Rezultatele sînt redate în tabela 5, din care se poate trage concluzia că nu sînt poluate cu substanţe toxice, putînd fi uşor potabilizate. Conţinutul redus în săruri de calciu şi magneziu determină o duritate mică a acestor ape.

Tabela 5

Riul Locul şi data	Cerna			Beia-Reca			Nera		
	Pecinişca V.	Pecinişca VII.	Pecinişca XI.	Mehadia V	Mehadia VII	Mehadia XI.	Dalboşeţ V	Dalboşeţ VII	Dalboşeţ X.
Aspect	limp.	limp.	limp.	limp.	limp.	limp	limp.	limp.	limp.
Culoare	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără	lără
Miros	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără	fără
pH	7,5	7,4	7,5	7,3	7,4	7,5	7,3	7,6	7,8
Temperat. apei °C	14	25	8,5	14,9	26	8	14,8	24,8	15
Temperat. aer °C	22	29	10,5	19,8	26,5	10	19,8	21,6	17
Alcalin. MO cc n/10 HCl	9,6	5,6	7,1	18,2	24,5	21,9	19,8	12,6	20,5
Alcalin. ff cc n/10 HCl	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Suspensii mg/l	59	38,3	4,9	60	29	36	140	19,5	10,4
Reziduu fix 105 °C	110	156,4	198	168	109	209,6	315	114,0	160,8
Oxidabil rece mg $KMnO_4$/l	7,5	15,49	11,3	13,6	12,9	7,06	20,4	24,07	20,9
Oxidabil cald mg $KMnO_4$/l	11,5	25,4	20,2	28,4	36,3	16,4	28,7	36,2	35,4
Nitriţi mg N_2O_3/l	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Nitraţi mg N_2O_5/l	0	0	0	0	0	0	urme	0	0
Amoniac mg NH_3/l	0,02	0	0	0,01	0	0	0	urme	0
Oxigen mg O_2/l	10,3	8,2	10,1	10,0	8,2	10,2	10,0	8,4	10,02
Bioxid de carbon mg CO_2/l	2,8	0	0	2,7	—	—	2,78	0	0
Hidrogen sulfurat mg H_2S/l	0	urme	0	—	—	—	—	urme	—
Cloruri mg Cl/l	6,5	36,0	28	7,0	12,0	42	4,5	10,0	32
Fenoli mg/l	0	0	0	0	0	—	0	0	0
Duritate temporară °D	2,6	1,5	1,9	5,1	6,8	6,1	5,5	3,5	5,7
Duritate totală °D	2,5	4,2	5,9	4,8	5,2	7,1	5,2	5,9	6,2
Oxid de calciu mg CaO/l	22,0	36,4	52,2	34,5	38,0	65,2	38,6	45	53,8
Oxid de magneziu mg Mg O/l	2,1	4,1	5,4	10,1	9,8	4,1	14	8,2	5,3
Duritate totală calculată	2,48	4,20	5,97	4,84	5,15	7,08	5,79	5,62	6,11

Scopul lucrării de faţă a fost de a pune la dispoziţia întreprinderilor interesate în problemele utilizării apelor, calităţile apelor de suprafaţă din regiunea noastră pe o perioadă de un an, aducîndu-se prin aceasta o modestă contribuţie la cunoaşterea caracteristicilor fizico-chimice a principalelor rîuri, completînd totodată un gol în acest domeniu *).

*) Aducem mulţumiri pe această cale Tov.: Ing. Şef Alexandru Sişman, Ing. Nicolaie Chiriţescu şi Ing. A. Goreţchi, de la Comitetul de Stat al Apelor, Sectorul Apelor Mureş-Banat, pentru concursul pe care ni l-au dat în cadrul acestei colaborări.

ФИЗИКО-ХЕМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВАЖНЕЙШИХ РЕК ТИМИШОРСКОЙ ОБЛАСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе даются физико-хемические данные для важнейших рек Тимишорской области (Тимиш-Бега, Муреш, Бырзава, Черна, Бела-Река и Нера).

Для получения более убедительных результатов, работа выполнялась на протяжении одного года, касаясь в особенности канала Бега.

Работа преследует установление качества этих вод для представления заинтересованным учереждениям и предприятиям данных относительно вида загрязнения, возможности обеспечения ее годности для питья и ее использования для промышленных целей.

Даются также характеристики сливных вод некаторых важнейших предприятий города Тимишоара, сливающих обработанные воды в центральный водосливный канал города, а оттуда в канал Бега.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DES CARACTÉRISTIQUES PHYSICO-CHIMIQUES DES PRINCIPALES RIVIÈRES DE LA RÉGION TIMIŞOARA

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présent des dates physico-chimiques sur les principales rivières de la région Timişoara (Timiş-Bega, Mureş, Bîrzava, Cerna, Bela-Reca et Neva).

Pour obtenir des résultats plus concludents on a fait des recherches pendant une année entière, ces recherches concernant surtout les eaux du canal de la Bega.

Cet ouvrage a pour but de fixer les qualités des ces eaux pour fournir aux institutions et entreprises intéressées des dates concernant la nature de pollution et la posibilité de potabilisation et d'emploi comme eaux industrielles.

De même, on a donné les caractéristiques des eaux résiduelles des principales entreprises de la ville Timişoara, entreprises qui déversent les eaux résiduelles industrielles par le canal collecteur central de la ville dans le canal de la Bega.

BIBLIOGRAFIE

1. Iu. Iu. Lurie şi A. I. Rîbnicova, *Metode de analiză chimică a apelor reziduale industriale*, I.D.T., Ediţia 1958, p. 30—150.
2. H. Straus, *Lucrări practice de Igienă generală şi comunală*, Editura Medicală, 1957, p. 334—446.
3. 3. I. Cosmin şi M. Vernescu, *Instalaţii şi construcţii pentru epurarea apelor industriale*, Edit. Tehnică, Bucureşti, 1959, p. 3—25.
4. N. Gavrilescu şi P. Popovici, *Analiza chimică aplicată la hidrobiologie şi apele piscicole*, Edit. de Stat, Bucureşti, 1954, p. 11—31.

STUDIUL OBȚINERII UNOR SCHIMBĂTORI DE IONI DIN CĂRBUNII BRUNI DIN BANAT

DE

V. COCHECI și R. TAUBERT

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Eliminarea din apă a sărurilor care îi conferă duritatea se poate face cu metode foarte diferite, însă la utilizarea aburului cu parametrii ridicați se tinde să se folosească numai schimbători de ioni. Proprietatea unor substanțe humice naturale de a reține anumiți ioni a fost observată pentru prima oară de Thompson și Way pe la mijlocul secolului trecut [1], iar cărbunii ca schimbători de ioni au fost introduși în practică în jurul anului 1930 [2], [3]. La noi în țară s-au încercat diferite sorturi de cărbuni în vederea folosirii ca schimbători de ioni de exemplu cei proveniți de la Căpeni, care prezintă calități bune de epurare [4].

În prezenta lucrare s-au făcut încercări de a folosi cărbunii tineri din regiunea Timișoara în vederea obținerii unor produși apți pentru utilizare la epurarea apei precum și în alte scopuri industriale. S-au încercat trei sorturi de cărbuni și anume :

1. Cărbune provenit de la exploatarea Caransebeșul-Nou,
2. Cărbune provenit de la exploatarea Cozla-Drencova,
3. Cărbune provenit de la exploatarea Baia Nouă.

Pentru a vedea capacitatea de schimb a acestor tipuri de cărbuni în stare nesulfonată, s-a procedat la încercări cu cărbunii uscați la 110 °C și respectiv semicocsificați. În vederea verificării capacității de schimb 100 cm^3 apă au fost tratați cu 5 g cărbune timp de 15 minute, apoi duritatea reziduală a fost determinată complexometric. Rezultatele obținute sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Tipul cărbunelui	Cărbune uscat la 110 °C mg CaO/100 cm^3		Cărbune semicocsificat la 500 °C mg CaO/100 cm^3	
	soluție inițială	soluție finală	soluție inițială	soluție finală
Caransebeș	60	58	60	60
Cozla	60	60	60	57,1
Baia Nouă	60	57,4	60	60

Rezultatele sînt nesatisfăcătoare în ambele cazuri, fiind necesară sulfonarea cărbunilor pentru a mări numărul grupelor active. În operaţiunile de sulfonare s-a lucrat cu un acid sulfuric oleum cu 20% SO_3 liber, cărbunii fiind uscaţi în prealabil pentru a evita încălzirea prea puternică a suspensiei. Sulfonările s-au efectuat prin adăugarea în porţiuni a cărbunilor în acidul sulfuric. Amorsarea reacţiei s-a realizat printr-o scurtă încălzire, apoi s-a menţinut temperatura la 110—120 °C, agitîndu-se continuu. După terminarea operaţiunii de sulfonare, produsul a fost lăsat să se răcească la aer, procedîndu-se la spălarea lui cu o cantitate mare de apă, pentru a evita sfărîmarea datorită căldurii care se dezvoltă la diluarea excesului de acid sulfuric. După uscarea la aer, cărbunele sulfonat a fost trecut prin site, obţinîndu-se granule cu dimensiuni cuprinse între 0,3—2 mm.

S-au făcut încercări variind următorii parametrii care influenţează calitatea produselor :

1. Raportul acid sulfuric oleum/cărbune, O : C.
2. Timpul de sulfonare.

Pentru a vedea influenţa primului parametru, s-au făcut încercări cu raporturile de la 2 : 1 pînă la 7 : 1. Capacitatea de schimb a produşilor obţinuţi s-a determinat conform metodei descrise mai sus. Rezultatele înregistrate sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Tipul cărbunelui	Rap. O : C	mg CaO/100 cm³ soluţie iniţială	mg CaO/100 cm³ soluţie finală
Caransebeş . .	2:1	64	64
	3:1	64	64
	4:1	64	35,28
	5:1	64	14,11
	7:1	64	13,44
Cozla	2:1	64	7,28
	3:1	64	5,04
	4:1	64	4,48
	5:1	64	4,48
	7:1	64	4,48
Baia Nouă . .	2:1	64	0,98
	3:1	64	0,81
	4:1	64	0,67
	5:1	64	0,50
	7:1	64	0,34

După cum se vede din datele de mai sus rezultatele se îmbunătăţesc pe măsura ce creşte raportul acid sulfuric oleum/cărbune, optimul fiind la un raport de 7 : 1. Examinînd însă în mod amănunţit rezultatele, se constată că diferenţele în privinţa capacităţii de schimb a cărbunilor sulfonaţi la un raport de sulfonare 5 : 1 faţă de raportul optim, nu justifică alegerea unui exces mai mare de acid sulfuric, deoarece acesta se poate recupera

numai sub forma unui acid impurificat și diluat. La raporturile de sulfonare 2 : 1 și 3 : 1 agitarea este extrem de greoaie, neputîndu-se asigura pătrunderea acidului în toată masa cărbunelui.

Ținînd cont de rezultatele obținute, s-a ales ca proporție de lucru raportul acid sulfuric oleum/cărbune 5 : 1. Pentru a vedea influența timpului de reacție s-a lăsat să se petreacă reacția 60—300 minute. Capacitatea de schimb a produșilor obținuți — determinată după metoda descrisă mai sus — este redată în tabela 3. S-a lucrat cu o apă cu o duritate de 7,6—12,8 grade. O capacitate de schimb mai bună se observă la un timp de sulfonare de trei și patru ore. Rezultate mai bune se obțin în cazul cărbunilor proveniți de la Cozla și în special cu cărbunii Baia Nouă, care pe deoparte epurează pînă la zero grade duritate, iar pe de altă parte și cantitatea de soluție epurată este mare.

Tabela 3

Tipul cărbunelui	Timp de sulfonare (min.)	Cantitatea de soluție epurată (cm^3)									
		100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
		Duritatea reziduală (grade duritate)									
Caransebeș	60	0,1	0,1	0,1	0,4						
	120	0,1	0,1	0,1	0,2	0,4					
	180	0,3									
	240	sub	sub	sub							
		0,1	0,1	0,1	0,1	2,1					
	300	sub	sub								
		0,1	0,1	0,2	0,9						
Cozla . .	60	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,3			
	120	0	0,2	0,2	0,2	0,3					
	180		sub	sub	sub						
		0	0,1	0,1	0,1	0,2	0,3				
	240		sub	sub							
		0	0,1	0,1	0,3						
	300		sub								
		0	0,1	0,2	0,6						
Baia Nouă .	60	sub	sub	sub	sub	sub	sub	sub			
		0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,2	0,6	
	120	0	0	0	0	0	0	0	0,4		
	180	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0,6
	240	0	0	0	0	0	0,2	0,4			
	300	0	0	0	0	0	0	0	0	0,3	

Pentru a vedea comportarea cărbunilor sulfonați în condițiile practice de exploatare, s-au făcut determinări după metoda statică : s-a lucrat cu o coloană filtrantă cu diametrul de 15,2 mm, conținînd o cantitate determinată de cărbune sulfonat. Peste acest strat filtrant s-a trecut o apă cu duritate cunoscută, cu un debit constant, determinîndu-se duritatea filtratului. Încercările au fost efectuate asupra cărbunilor sulfonați pentru care s-au obținut anterior cele mai bune rezultate și anume :

1. Cărbune Caransebeş, raportul oleum/ cărbune 5 : 1, timpul de sulfonare 4 ore,

2. Cărbune Cozla, raportul oleum/ cărbune 5 : 1, timpul de sulfonare 3 ore,

3. Cărbune Baia Nouă, raportul oleum/ cărbune 5 : 1, timpul de sulfonare 3 ore.

Condiţiile concrete de lucru ale încercărilor efectuate după metoda statică, precum şi rezultatele înregistrate sînt redate în tabela 4.

Tabela 4

Tipul cărbunelui sulfonat	Granulaţia (mm)	Concentraţia soluţiei filtrate (mgCaO/litru)	Debit (l/h)	Gradul de epurare (°d)	Capacitatea de schimb (gCaO/litru)
Baia Nouă	0,3—2,0	76	0,6	sub 0,1	14—15
Caransebeş	0,3—2,0	102	0,75	sub 0,1	6,5
Cozla	0,3—2,0	76	0,8	sub 0,2	8,8
Baia Nonă (regenerat) .	0,3—2,0	76	0,6	sub 0,1	13,4
Caransebeş (regenerat) .	0,3—2,0	102	0,75	sub 0,1	10,2
Cozla (regenerat) . . .	0,3—2,0	76	0,8	sub 0,2	9,9
Permutit Z	0,3	—	—	0,1	4
Beolit	—	—	—	—	9,5
Necrolith RA	0,3—1,5	—	—	—	16
Permutit OS 10 . . .	0,3—1,5	—	—	sub 0,05	10—12

Examinînd datele cuprinse în această tabelă se constată că toate tipurile de cărbuni sulfonaţi cercetaţi prin metoda descrisă mai sus, dau rezultate foarte bune din punct de vedere calitativ : epurează apa pînă la zero grade duritate. Dacă însă se urmăreşte capacitatea de schimb apar diferenţe mari : cantitatea de apă epurată de cărbunele Baia Nouă este mult mai mare decît aceea epurată de ceilalţi cărbuni sulfonaţi. Tot în această tabelă se cuprind şi rezultatele obţinute cu cărbunii regeneraţi cu acid clorhidric 5% conform indicaţiunilor găsite în literatură [5]. Pentru comparaţie se redau şi caracteristicile unor cărbuni sulfonaţi din străinătate. După cum se vede produşii sulfonaţi obţinuţi de autori au caracteristici identice sau chiar mai bune decît produsele străine.

CONCLUZII

1. Cărbunii studiaţi în stare naturală nu au capacitate de schimb sensibilă.

2. Rezultatele cele mai bune s-au obţinut cu cărbunele sulfonat provenit de la exploatarea Baia Nouă, care prezintă o capacitate de schimb ridicată.

3. S-au stabilit parametrii optimi pentru sulfonarea cărbunilor studiaţi.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛУЧЕНИЯ ИОНООБМЕННИКОВ ИЗ КОРИЧНЕВЫХ УГЛЕЙ БАНАТА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе авторы исследуют три сорта углей ввиду их применения в процессе очистки воды. Изучается влияние отношения между серной кислотой олеум и периодом сульфирования, на свойства получаемых продуктов. Проверка обменоспособности была проведена динамическим и статическим методами. Полученные результаты приводятся в таблице.

Самую высокую степень очистки и повышенную обменоспособность идентичную продуктам употребляемым заграницей, представляет сульфированный уголь, добываемый в Бая Ноуа.

ETUDE SUR L'OBTENTION DE CERTAINS CHANGEURS DE IONS DES HOUILLES BRUNES DE BANAT

(RÉSUMÉ)

Dans cet ouvrage les auteurs étudient trois sortes de charbon en vue de leur utilisation pour le processus d'épuration de l'eau. On examine l'influence du rapport acide sulfurique oleum/charbon et du temps de sulfonation sur les propriétés des produits obtenus. La vérification de la capacité d'échange a été effectuée par la méthode dynamique aussi bien que par la méthode statique. L'ouvrage présente les résultats enrégistrés sous forme de tableaux.

Le charbon sulfoné de l'exploitation Baia Nouă présente le plus haut degré d'épuration et une capacité d'échange élevée identique à celle de certains produits similaires utilisés à l'étranger.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Eeckelaers, *Les échangeurs d'ions et leur utilisation dans l'industrie,* Editions Eyrolles, 1955, p. 9—10.
2. M. S. Şcrob, *Pregătirea apei,* Editura Energetică, 1954, p. 289—290.
3. H. Stach, E. Teichmüller, Brennstoffchemie, 1953, v. 17—18, p. 275.
4. N. Zorio, B. Calmanovici, Revista de chimie, 1957, v. 11, p. 760—762.
5. I. Griessbach, *Austausch-Adsorbtion in der Lebensmittelindustrie,* Barth-Verlag, 1949, p. 91.

ANALIZA RAPIDĂ A AMESTECURILOR APĂ-METANOL-FTALAT DIMETILIC ŞI APĂ-*n*-BUTANOL-FTALAT DI-*n*-BUTILIC CU AJUTORUL DIAGRAMELOR DE SOLUBILITATE

DE

E. KIMMEL şi R. GROPŞIANU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

La studierea sistemelor ternare, apar adeseori greutăţi la determinarea cantitativă a componenţilor lor, neavînd la dispoziţie o metodă corespunzătoare, simplă şi expeditivă. Astfel de probleme se ivesc la controlul fabricaţiei solvenţilor şi plastifianţilor, precum şi la proiectarea aparatelor de distilare.

Pentru a analiza un astfel de sistem ternar s-a construit curba de solubilitate cu ajutorul sistemului grafic triunghiular al lui Gibbs-Roozeboom.

La construirea curbelor de solubilitate şi la aplicarea acestei metode s-a luat drept ghid lucrările de specialitate existente şi s-au adoptat la cele două cazuri practice tratate în prezenta lucrare [1].

În acest scop s-au făcut mai multe amestecuri binare de metanol şi ftalat dimetilic prin cîntărire la balanţa analitică. S-a determinat punctul limitei de solubilitate prin adăugarea apei distilate dintr-o biuretă, pînă la apariţia unei opalescenţe — înainte de a se separa în două straturi — şi s-a luat indicele de refracţie menţinînd tot timpul temperatura de 20 °C.

Unind punctele astfel obţinute, redate în tabela 1, s-a putut construi curba de solubilitate conform diagramei 1.

Indicii de refracţie la 20 °C ai substanţelor cercetate sînt : $n_D = 1{,}3330$ pentru apă, $n_D = 1{,}3292$ pentru metanol şi $n_D = 1{,}5160$ pentru ftalat dimetilic. Metanolul a fost purificat prin distilare peste sulfat de cupru anhidru, iar ftalatul dimetilic prin distilare în vid.

În literatura [2] se indică pentru produsele pure următorii indici de refracţie : $n_D = 1{,}3330$ pentru apă, $n_D = 1{,}3288$ pentru metanol şi $n_D = 1{,}5155$ pentru ftalat dimetilic la 20 °C.

Practic, în cazul determinării unui oarecare amestec de apă-metanol-ftalat dimetilic cu ajutorul diagramei de solubilitate, se procedează astfel : se ia o cantitate determinată de amestec de analizat şi se adaugă apă disti-

Tabela 1

Apă %	Metanol %	Ftalat dimetilic %	Indice de refracție n_D	Apă %	Metanol %	Ftalat dimetilic %	Indice de refracție n_D
72,25	26,30	1,42	1,3422	25,62	35,89	38,49	1,3969
65,83	31,59	2,58	1,3449	24,82	35,48	39,70	1,4005
55,30	38,80	5,90	1,3506	23,91	34,26	41,83	1,4024
45,86	42,55	11,58	1,3584	21,93	33,43	44,64	1,4078
39,13	44,29	16,58	1,3652	19,63	30,91	49,46	1,4145
38,04	43,91	18,05	1,3674	18,17	29,41	52,42	1,4213
37,10	42,25	19,75	1,3695	16,07	26,38	57,55	1,4300
36,34	42,12	21,51	1,3718	12,48	22,13	64,39	1,4410
32,95	41,59	25,46	1,3772	10,56	19,23	70,21	1,4538
26,65	37,89	35,46	1,3930	3,90	7,41	88,69	1,4917
26,59	37,19	36,22	1,3941				

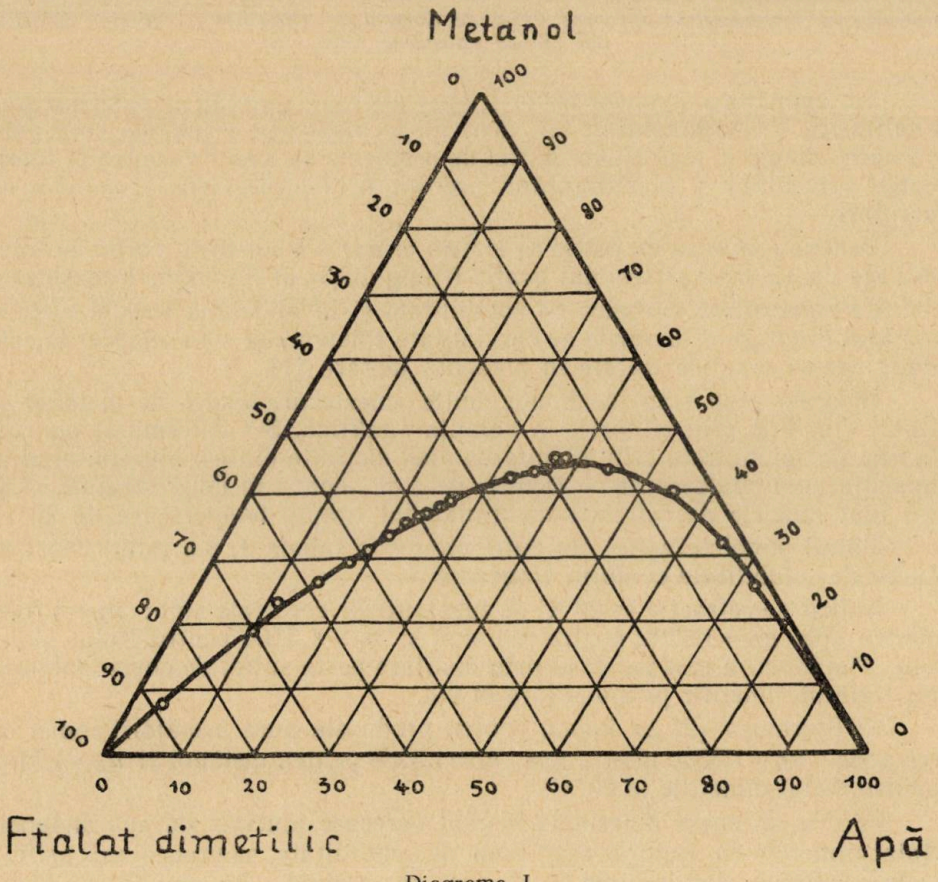


Diagrama I.

iată dintr-o biuretă pînă la apariţia opalescenţei, menţinînd tot timpul temperatura la 20 °C. Se determină apoi indicele de refracţie şi se stabileşte punctul corespunzător pe curba de solubilitate. Cu ajutorul diagramei triunghiulare se poate afla apoi compoziţia procentuală a amestecului în punctul respectiv. Compoziţia iniţială se calculează după relaţiile :

$$F = \frac{F'(p+g)}{p}$$

$$M = \frac{M'(p+g)}{p}$$

$$A = \frac{A'(p+g) - 100\,g}{p}$$

în care F este procente de ftalat dimetilic în amestecul de analizat,
M — procente de metanol în amestecul de analizat,
A — procente de apă în amestecul de analizat,
F' — procente de ftalat dimetilic citite pe curba de solubilitate,
M' — procente de metanol citite pe curba de solubilitate,
A' — procente de apă citite pe curba de solubilitate,
p — grame amestec de analizat,
g — grame apă adăugată.

În caz că avem de analizat un amestec cu straturile separate, atunci se poate afla limita de solubilitate prin adăugarea unei cantităţi măsurate de metanol sub agitare pînă la o slabă opalescenţă, cînd se poate lua indicele de refracţie. Calcularea compoziţiei iniţiale se face similar ca în cazul de mai sus, înlocuindu-se datele respective.

Pentru construirea curbei de solubilitate apă-*n*-butanol-ftalat di-*n*-butilic s-a procedat la fel ca în cazul precedent, folosindu-se substanţele cu indicii de refracţie la 20 °C : $n_D = 1{,}4000$ pentru *n*-butanol purificat şi $n_D = 1{,}4918$ pentru ftalat di-*n*-butilic purificat prin distilare în vid.

În literatura [3] se indică pentru produsele pure următorii indici de refracţie : $n_D = 1{,}3992$ pentru *n*-butanol, şi $n_D = 1{,}4930$ pentru ftalat di-*n*-butilic la 20 °C.

Cu ajutorul tabelei 2 şi diagramei 2 astfel obţinute se pot analiza amestecuri la fel ca şi în cazul arătat mai sus.

Comparînd cele două diagrame se constată o diferenţă mare în ceea ce priveşte alura curbelor care depinde de specificul componenţilor. Astfel, în diagrama 2 există o zonă de miscibilitate redusă datorită faptului că în acest caz şi *n*-butanolul cu apa formează un amestec cu solubilitate limitată.

Tabela 2

Apă %	*n*-butanol %	Ftalat di-*n* butulic %	Indice de refracţie n_D
19,95	80,05	0,00	1,3914
17,84	77,34	4,82	1,3962
17,32	76,66	6,02	1,3970
16,01	74,48	8,54	1,3994
15,31	68,68	16,01	1,4065
12,59	64,31	23,10	1,4132
9,86	57,68	32,46	1,4223
8,33	56,67	35,00	1,4239
7,32	48,56	44,12	1,4332
5,95	40,07	53,98	1,4424
3,95	30,47	65,58	1,4547
3,17	28,13	68,70	1,4574
2,49	22,37	75,14	1,4645
2,16	16,67	81,17	1,4707
1,66	16,08	82,26	1,4716
1,59	8,86	89,55	1,4803

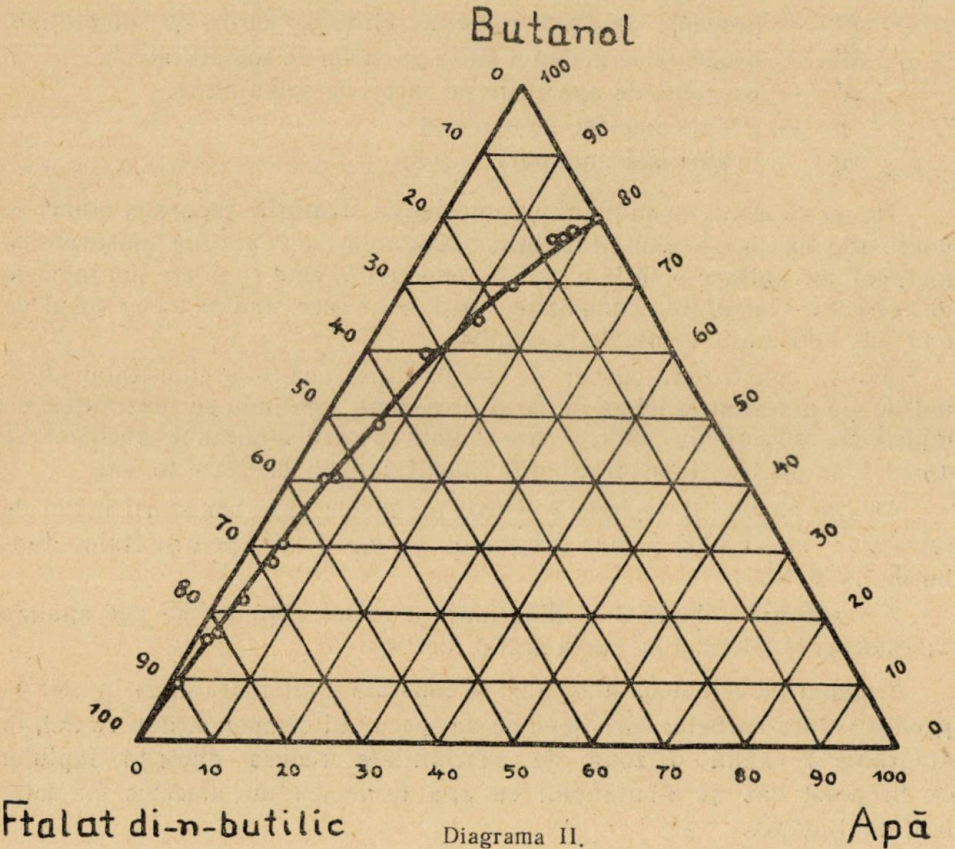


Diagrama II.

Din cauza solubilităţii minime a ftalatului di-*n*-butilic în apă la concentraţii mici de butanol domeniul de miscibilitate este aşa de mic, încît curba de solubilitate coincide cu latura triunghiului.

În vederea verificării metodei s-au executat probe paralele folosind drept comparaţie metodele uzuale pentru determinarea ftalatului dimetilic şi a metanolului.

Astfel, ftalatul dimetilic s-a determinat după metoda de saponificare indicată în STAS 3831-53, metanolul după distilarea lui cu ajutorul picnometrului, iar prin diferenţă, obţinînd rezultatele redate în tabela 3.

Tabela 3

Metoda folosită	Proba	Ftalat dimetilic %	Δ%	Metanol %	Δ%	apă %	Δ%
calculat	1	26,31	—	53,09	—	20,60	—
	2	44,33	—	39,77	—	15,90	—
	3	59,39	—	33,77	—	6,84	—
prin metoda clasică	1	26,23	−0,34	53,40	+0,58	20,37	−1,12
	2	44,52	+0,43	39,50	−0,68	15,98	+0,50
	3	59,54	+0,25	33,54	−0,68	6,92	+1,17
prin metoda propusă	1	26,08	−1,75	52,93	−1,39	20,99	+1,36
	2	44,63	+0,61	38,97	−1,33	16,18	+1,63
	3	59,46	+0,13	33,56	−0,42	6,98	+0,73

Din datele obţinute reiese că metoda aleasă este suficient de precisă şi poate fi extinsă şi la analiza altor sisteme ternare similare.

СКОРЫЙ АНАЛИЗ СМЕСИ ДИМЕТИЛОВОГО ВОДО-МЕТАНОЛ-ФТАЛАТА И ДИ-*n*-БУТИЛОВОГО ВОДО-*n*-БУТАНОЛ-ФТАЛАТА ПРИ ПОМОЩИ ДИАГРАММ РАСТВОРИМОСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе преследуется цель изыскания экспедитивного метода для быстрого анализа некоторых третичных систем с ограниченной растворимостью, имеющая практическое значение.

После построения кривых растворимости в треугольной системе, определяются некоторые треугольные смеси, прибавлением воды из бюретки до помутнения. Измерением показателя преломления установлена соответствующая точка на диаграмме растворимости, а состав смеси находится по треугольной диаграмме.

Метод проверяется анализом по классическим методам.

ANALYSE RAPIDE DES MÉLANGES EAU-MÉTHANOLE-PHTALATE DIMÉTHYLIQUE ET EAU-*n*-BUTANOL-PHTALATE DI-*n*-BUTYLIQUE À L'AIDE DES DIAGRAMMES DE SOLUBILITÉ

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage a comme but de trouver une méthode expéditive pour l'analyse rapide de certains systèmes ternaires à solubilité limitée et d'une importance pratique.

Après la construction des courbes de solubilité dans le système triangulaire on a déterminé certains mélanges ternaires en y ajontant l'eau d'une burette jusqu'à l'opalescence. Puis, en mesurant l'index de refraction, on a déterminé le point correspondant sur le diagramme de solubilité. On trouve la composition du mélange sur le diagramme triangulaire.

La méthode a été vérifiée en executant en même temps des analyses selon les méthodes clasiques.

BIBLIOGRAFIE

1. V. E. Anosov, S. A. Pogodin, Osnovnîe nociala fizico-himicescovo analiza, Izdatelstvo Academi Nauc SSSR, Moscova 1947, Leningrad p. 690—701.
A. Jouniaux, *Réfractométrie,* Hermann Cie, Paris 1937, p. 24—31.
Young-Prahl, *Teorie und Praxis der Destillation,* Julius Springer, Berlin, 1932, p. 287—291.
T. H. Durrans, O. Merz, *Lösungsmittel und Weichmachungsmittel,* Wilhelm Knapp, Halle (Saale) 1933, p. 11—16.
R. I. Goldfarb, Pişcevaia Promîşlennosti 1949, nr. 12, p. 26.
2. * * * *Manualul inginerului chimist,* vol. I., Ed. tehnică 1951, pag. 570.
* * * *Slovari organiceschih soedineni,* Izdatelistvo Inostranoi Literaturî, vol. III., 1949, p. 475.
3. A. K. Doolittle, *The Tehnology of Solvents and Platicizers,* Joh. Willy and Sohns, Inc., New-York, 1954, pag. 398, 908.

COMPORTAREA TERMICĂ A DILITURAȚILOR DE RUBIDIU, BARIU ȘI MAGNEZIU

DE

F. MIHAI și B. ROCH

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Incercările efectuate asupra sărurilor de rubidiu, bariu și magneziu ale acidului dilituric, s-au îndreptat spre prepararea și termoliza lor. Prepararea s-a făcut în mediu alcoolic 50%, iar termoliza cu viteza de 10°/minut [1].

Compusul de rubidiu este un precipitat alb, voluminos care filtrează foarte bine.

Conținutul de apă se deduce din :

$$\frac{C_4H_2O_3N_2NO_2Rb + xH_2O}{Rb\ I} = \frac{\text{precipitat}}{\text{Rb I în soluție}}\ \text{mg/mg.}$$

Determinarea azotului din precipitat :

S = 1,415 mg V = 0,2058 cmc găsit N% = 16,73 calc. N% = 16,3
1,520 mg 0,2254 cmc 17,05

Tabela 1

Proba	RbI mg	$C_4H_2O_3N_2NO_2Rb \cdot xH_2O$	x	Rb%		E%
				calc.	găsit	
I	249,0	301,0	−0,045	40,25	40,12	−0,32
II	273,9	334,4	0,096	„	40,52	+0,67
III	373,5	450,4	−0,081	„	40,02	−0,57

In tabela 1 se dau datele analitice ale precipitării rubidiului ca dilituraţ.

Tabela 2 conține datele termolizei precipitatului, iar figura 1 curbele termolizei.

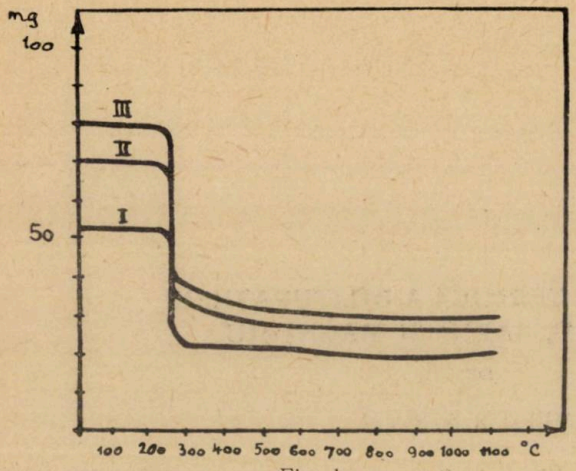


Fig. 1.

Tabela 2

Temp. °C	Proba I mg	Proba II mg	Proba III mg
30	51,7	72,3	80,6
250	51,7	72,3	80,6
270	23,9	32,7	37,5
300	22,8	30,2	37,3
400	21,0	28,0	33,3
600	20,4	27,2	31,4
800	19,6	26,9	30,0
1050	19,0	26,7	29,7

În tabela 3 se dau rezultatele termolizei în rubidiu.

Tabela 3

Proba	Luat $C_4H_2O_3N_2NO_2Rb$ mg	Cîntărit Rb_2O mg	mg Rb		E%
			luat în probă	găsit în rezidiu	
I	51,7	19,0	17,16	17,37	+1,22
II	72,3	26,7	24,0	24,42	+1,75
III	80,6	29,7	26,74	27,16	+1,57

Din termograme se constată că produsul păstrează greutatea constantă pînă la 260 °C, dovedind lipsa apei, așa cum rezultă și din datele analitice. Greutatea constantă a oxidului nu apare nici chiar peste 1 000 °C. Calculele s-au raportat la Rb_2O, însă erorile prea mari sînt o dovadă că această formă nu se poate lua ca bază de calcul.

Compusul de bariu [2], este un precipitat compact care filtrează greu. Conținutul de apă s-a dedus din precipitarea dintr-o soluție de $BaCl_2 \cdot 2H_2O$, soluție 50% alcoolică, iar rezultatele concordă cu cele analitice date în tabela 4.

Tabela 4

Proba	$BaCl_2 \cdot 2H_2O$ mg	$(C_4H_2O_3N_2NO_2)_2\,Ba \cdot xH_2O$ mg	x	Ba%		E%
				calc.	găsit	
I	122,5	262,1	2,28	56,22	56,78	+1,0
II	170,5	360,1	1,91	„	56,05	−0,3
III	185,4	394,2	2,10	„	56,43	+0,37

În tabela 5 sînt date rezultatele termolizei, iar în figura 2 curbele acesteia.

Tabela 5

Temp. °C	Proba I mg	Proba II mg	Proba III mg
30	121,6	218,1	356,3
100	121,0	212,5	353,8
180	114,0	198,0	339,0
280	106,2	192,0	324,2
290	58,4	98,2	156,3
350	53,2	91,2	148,8
500	50,1	84,2	140,0
600	49,4	83,7	137,6
700	46,8	83,7	137,6
900	46,8	83,7	136,6

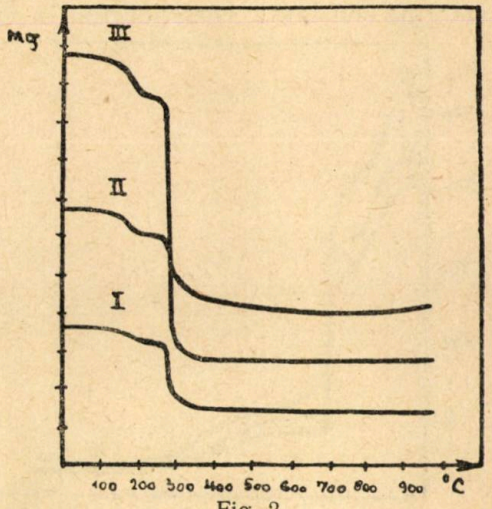


Fig. 2.

În tabela 6 se dau rezultatele termolizei exprimate în bariu.

Tabela 6

Proba	Luat $(C_4H_2O_3N_2NO_2)_2Ba \cdot 2H_2O$ mg	Cîntărit $BaCO_3$ mg	mg Ba		E%
			luat în probă	găsit în rezidiu	
I	121,6	46,8	32,27	32,57	+0,93
II	218,1	83,7	57,88	58,26	+0,66
III	356,3	136,6	94,56	95,07	+0,54

Compusul de bariu începe să piardă apa la 80 °C, iar între 200 °C—280 °C pierderile sînt neînsemnate. Explozia are loc la 280 °C—290 °C și revine la greutate constantă după 600 °C, corespunzînd formei $BaCO_3$.

Compusul de magneziu este un precipitat alb, voluminos care filtrează bine. Precipitarea s-a făcut dintr-o soluție de $MgCl_2 \cdot 6H_2O$ în mediu alcoolic 50%. Conținutul în apă s-a dedus din determinările analitice date în tabela 7.

Tabela 7

Proba	$MgCl_2 \cdot 6H_2O$ mg	$(C_4H_2O_3N_2NO_2)_2Mg \cdot xH_2O$ mg	x	Mg%		E%
				calc.	găsit	
I	118,7	297,1	7,8	11,96	11,87	−0,75
II	131,8	333,3	8,08	„	12,0	+0,33
III	212,3	538,2	8,15	„	12,03	+0,55

In tabela 8 se dau rezultatele termolizei. Pierderea de apă are loc la 80 °C, iar între 230 °C—250 °C are loc explozia. După 700 °C greutatea se menţine constantă, corespunzînd la forma MgO.

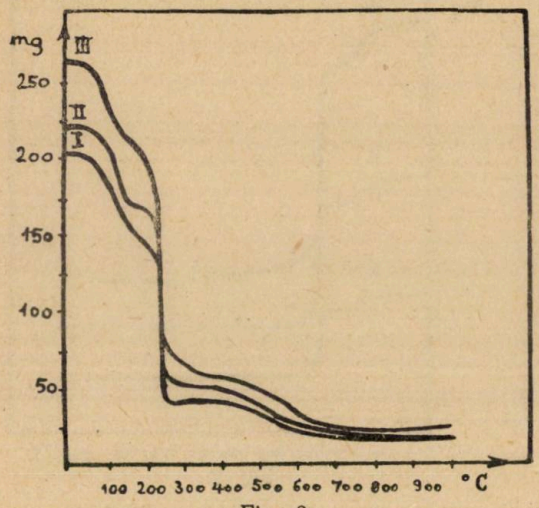


Fig. 3.

Tabela 8

Temp. °C	Proba I mg	Proba II mg	Proba III mg
30	202,9	221,2	265,4
80	201,1	220,8	264,8
150	159,3	176,0	217,5
230	137,5	161,0	190,7
250	41,8	63,7	85,5
400	41,5	47,5	57,0
500	35,8	36,0	49,0
600	22,8	24,0	30,5
700	19,8	17,5	25,6
800	16,2	17,2	20,6

In tabela 9 se dau rezultatele termolizei efectuate cu cantităţi mici la termobalanţă. Erorile sînt mult prea mari, deoarece conţinutul de Mg în MgO este prea mic, probele I—III. Probele IV—V dau rezultatele calcinării directe într-un cuptor vertical. Rezultatele sînt mai bune, deoarece cantităţile luate în lucru sînt mai mari.

Tabela 9

Proba	Luat $(C_4H_3O_3N_2NO_2)_2Mg \cdot 8H_2O$ mg	Cîntărit MgO mg	mg Mg		E%
			luat în probă	găsit în rezidiu	
I	202,9	16,2	9,63	9,77	+1,45
II	221,2	17,2	10,49	10,38	−1,05
III	265,4	20,6	12,59	12,43	−1,27
	Calcinare directă				
IV	382,2	30,2	18,13	18,22	+0,5
V	520,8	40,8	24,71	24,61	−0,4

Rezultatele constituie o indicaţie preţioasă asupra posibilităţii folosirii MgO pentru determinarea conţinutului în magneziu.

Încercările s-au efectuat şi asupra unei soluţii de Mg^{2+} şi NH_4^+.

Într-o comunicare anterioară [3], s-a arătat posibilitatea determinării conţinutului în elemente în prezenţa sărurilor de NH_4^+. Din greutatea iniţială M a precipitatului supus termolizei şi greutatea finală m, se poate deduce conţinutul x în element şi conţinutul y în NH_4^+, din amestec: $x=0{,}6032\ m$ şi $y=0{,}0949\ (M-12{,}71\ m)$.

Tabela 10 conţine rezultatele termolizei amestecului de Mg^{2+} şi NH_4^+.

Tabela 10

Temp. °C	Proba I mg	Proba II mg
30	293,0	423,5
100	288,2	418,3
150	276,5	383,3
200	274,2	378,3
300	191,0	132,0
350	69,0	95,3
400	50,5	70,8
500	29,5	45,3
700	10,0	14,2
800	9,8	14,0

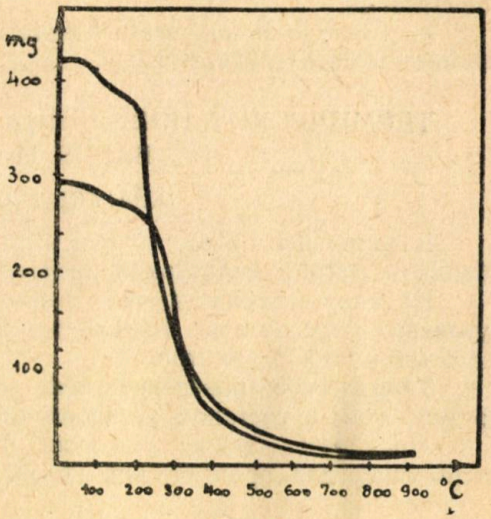


Fig. 4.

Din examinarea curbelor termolizei, se deduce că se păstrează limitele de temperatură pentru începutul deshidratării, însă forma este cu totul diferită. Panta este mult mai înclinată, iar descompunerea durează pînă la 500 °C. Prezenţa compusului de NH_4^+ contribuie la micşorarea vitezei de descompunere.

In tabela 11 se dau rezultatele încercărilor efectuate asupra unui amestec de Mg^{2+} şi NH_4^+. Probele I—II reprezintă termoliza efectuată la termobalanţă, iar probele III—IV reprezintă calcinarea direct într-un cuptor vertical.

Tabela 11

Proba	M mg	m mg	mg Mg		E%	mg NH_4		E%
			luat	găsit		luat	găsit	
I	293,0	9,8	5,85	5,91	+1,03	16,14	15,99	−0,93
II	423,5	14,2	8,46	8,57	+1,30	23,33	23,06	−1,16
Calcinare directă								
III	636,2	21,1	12,70	12,73	+0,24	35,04	34,94	−0,29
IV	767,5	25,3	15,24	15,26	+0,13	42,05	42,39	+0,64

CONCLUZII

— Metoda de preparare a compuşilor amintiţi, poate sta la baza instituirii metodelor de dozare a elementelor.

— Termoliza compuşilor de rubidiu şi bariu nu indică prezenţa unor forme stablie care să ofere avantajii pentru determinări cantitative.

— Dilituratul de magneziu prin calcinare, duce la MgO formă stabilă de cîntărire.

— Limitele de temperatură de formare a produșilor finali, concordă cu datele indicate în literatură.

ТЕРМИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ ДИЛИТУРАТОВ РУБИДИЯ, БАРИЯ И МАГНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе даются условия препарирования солей рубидия, бария и магния дилитурной кислоты.

Из аналитических данных выводится состав и получаются ценные указания относительно возможностей в связи с количественным определением этих элементов.

Термическое поведение этих солей приводит к согласованным результатам с составом установленным аналитически.

Приводятся также указания относительно употребления данных термолизы для практических целей.

LE COMPORTEMENT THERMIQUE DES DÉRIVÉS DE RUBIDIUM, BARIUM ET MAGNESIUM DE L'ACIDE DILITURIQUE

(RÉSUMÉ)

On présente les conditions de préparation des sels de rubidium, barium et magnesium de l'acide diliturique.

On déduit leur composition à l'aide des dates analytiques et on obtient des indications précieuses sur la possibilité de la déterminaison quantitative de ces éléments.

Le comportement thermique de ces sels mène à des résultats, qui concordent avec la composition déterminée par méthode analytique.

On donne aussi des indications concernant l'emploi des dates de la thermolyse pour des buts pratiques.

BIBLIOGRAFIE

1. L. Erdey, F. Paulik, A Magyar Tud. Akad. Kém. Tud. Oszt. Közl. 1955, 4, p. 461.
2. C. E. Redemann u. C. Niemann, C. 1940, II. p. 2032.
3. F. Mihai, B. Roch, Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara. 1958, Tom 3 (17), p. 245.

CONTRIBUȚII LA OBȚINEREA REFRACTARELOR DE ȘAMOTĂ PRINTR-O SINGURĂ ARDERE

DE

R. ABRAMOVICI și S. BREAZU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Lucrarea de față are ca scop îmbunătățirea unei serii de indici ai refractarelor de șamotă, concomitent cu simplificarea procesului tehnologic.

S-a pornit de la indicațiile existente în literatură [1] cu privire la posibilitatea înlocuirii argilei în prealabil șamotizate care intră în compoziția refractarelor de șamotă cu unele sorturi de argile refractare neplastice care rămînînd inerte față de acțiunea apei, pot juca rolul de degresant chiar și în stare nearsă.

Se poate prevedea că folosirea argilelor refractare șistoase în calitate de degresant al maselor de șamotă, implică pe lîngă dezavantajul unei contracții la uscare și ardere mai mult sau mai puțin mărite, o îmbunătățire sensibilă a calității refractarelor manifestată mai ales printr-o comportare mai bună la temperaturi ridicate. Îmbunătățirea unora din proprietăți este consecința structurii mai omogene și legăturii mai intime dintre liant și degresant. Aceasta din urmă se datorează în primul rînd faptului că argila liantă și cea degresantă se contractă simultan în cursul aceleiași arderi.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Lucrările au fost efectuate în cea mai mare parte în cadrul fabricei „Proletarul" din Turda. Încercarea la înmuierea sub sarcină s-a făcut la fabrica „Silica" din aceeași localitate. Arderea produselor s-a făcut în cuptorul industrial cu camere.

Ca masă de bază a fost luată masa fabricei „Proletarul" în care șamota a fost înlocuită cu argilă de Anina. După cum reiese dintr-un studiu recent [2] această argilă refractară se caracterizează prin indici ridicați, și ceea ce este deosebit de interesant din punctul de vedere al scopului urmărit în lucrarea de față, printr-o plasticitate aproape nulă în stare grosieră. Probele făcute au arătat că chiar după 60 zile, argila (în bulgărași de 20—30 mm) nu s-a desfăcut în apă.

Drept argilă liantă a fost folosită argila de Bănlaca.

Măcinarea materialelor s-a făcut separat. Materialele sortate pe granulaţii au fost amestecate şi umezite în amestecătorul Eirich. Fasonarea s-a făcut la presa cu fricţiune.

Conţinutul de argilă liantă din masa de bază a fost de 20%. Compoziţia granulometrică a degresantului a fost următoarea : 3—5 mm — 4% ; 1—3 mm — 32% ; 0,088—1 mm — 4% şi sub 0,088 mm — 42%. S-a lucrat cu o umiditate a masei de 7%. Pentru ridicarea rezistenţei masei în stare nearsă s-a adăugat leşie bisulfitică (2%).

Produsele obţinute prin presarea acestei mase au prezentat fisuri. A fost alcătuită în continuare o serie de mase de orientare, în care menţinîndu-se constant un parametru, au fost variaţi toţi ceilalţi. Astfel au fost variate umiditatea, conţinutul de liant, presiunea de presare, precum şi raportul dintre cantităţile diferitelor fracţiuni de degresant (menţinînd-se însă cantitatea de degresant fin la cel puţin 40%). Toate masele, fără excepţie dădeau după presare produse degradate. Probele presate puternic se fisurau, cele presate slab nu prezentau fisuri, în schimb se deformau la scoaterea din formă sau se rupeau la manipularea lor.

S-a făcut presupunerea că fisurile ar putea fi provocate de existenţa fracţiunilor fine care umflîndu-se la umezire, cauzează un asemenea grad de compactizare a masei care îngreuiază ieşirea aerului în cursul presării. Prin destindere după presare, aerul comprimat provoacă apariţia fisurilor. Într-adevăr, fracţiunile fine de degresant se desfac mai mult sau mai puţin în apă, comportîndu-se într-un mod asemănător cu argila liantă. Se formează astfel punţi continui de liant care îngreuiază dezaerarea masei, fapt care duce la apariţia fisurilor.

În baza presupunerii de mai sus, se impune deci fie micşorarea cantităţii de degresant fin, fie micşorarea gradului lui de dispersie.

În consecinţă, a fost alcătuită o nouă serie de 6 mase în care pe de o parte s-a micşorat conţinutul de degresant fin (la 30 şi 20%), iar pe de alta, s-a folosit o fracţiune care lăsa un reziduu de 18% pe sita de 1 600 ochiuri/cm^2. (În masele precedente finul s-a caracterizat prin rezidiul de 4,6% pe sita de 4 900 ochiuri/cm^2). Produsele obţinute prezentau după presare numai urme slabe de fisuri, iar rezistenţa lor mecanică necesară manipulaţiilor era suficientă.

Confirmîndu-se astfel justeţea presupunerii de mai sus, s-a trecut la încercarea maselor de perspectivă caracterizate prin eliminarea totală a fracţiunilor de degresant sub 0,15 mm (sita de 1 600 ochiuri/cm^2).

După cum se vede, folosirea degresantului nears pune o problemă tehnologică nouă care nu a fost încă tratată în literatură. Această problemă constă în aceea că spre deosebire de cazul folosirii degresantului ars care nu se desface în apă chiar în stare foarte fin măcinată, fracţiunile fine ale degresantului nears se umflă în contact cu apa modificînd sensibil structura produsului nears şi ars. Ca urmare, devine necesară o modificare însemnată a modului uzual de alcătuire a compoziţiei granulometrice, în cadrul căruia prezenţa fracţiunilor fine joacă un rol important în obţinerea unui ciob compact.

Rațiunea întroducerii aluminei calcinate a constat în urmărirea comportării ei în masă în vederea unei eventuale ridicări a calității acesteia din urmă, iar cea a întroducerii șamotei în recuperarea unor rebuturi previzibile.

Masele au avut compoziția din tabela 1.

Tabela 1

Indicativul masei	Liant %	Degresant				Adaus	
		Conținut total %	3—5 mm %	1—3 mm %	1—0,15 mm %	Al_2O_3 %	Șamota măcinată %
M 48	20	80	15	30	35	—	—
M 49	20	80	15	30	25	10	—
M 50	20	80	10	45	25	—	—
M 51	20	80	5	50	25	—	—
M 52	20	80	5	45	20	10	—
M 53	20	80	5	45	20	—	10

După presare, masele M 50 — M 53 n-au prezentat nici un fel de fisuri și erau compacte și rezistente. Masele M 48 și M 49 prezentau pe alocuri fisuri foarte slabe.

Au fost urmărite mai îndeaproape masele M 51 și M 53. Rezultatele sînt redate în tabela 2 și 3 și în fig. 1.

Tabela 2

Denumirea masei	Rc kg/cm²	Contracția totală la 1 380° °C	Greutatea spec. ap. g/cm³	Capac de abs. %	Porozitatea aparentă %
M 51	215 [min. 200]	3,09 [1—2%]	2,12 [min. 1,85]	13,9	29,4 [max. 25]
M 53	194	3,30	2,06	12,6	25,9

Cifrele din paranteze reprezintă valorile indicate în standarde, respectiv în literatură. După cum se vede, produsele au contracția totală mai mare decît cea a produselor cu același conținut de șamotă. De asemenea și porozitatea este mai mare decît cea maximă prevăzută în standardele noastre noi, lucru care era de așteptat avîndu-se în vedere lipsa fracțiunilor fine și temperatura de vitrefiere ridicată a argilei de Anina. Valoarea mărită a constracției se datorează și ea în parte lipsei de fracțiuni fine de șamotă (care constituie adevăratul degresant al argilei liante), dar mai ales degresantului nears.

Contracția nu poate fi deci micșorată, constituind unul din dezavantajele specifice acestui tip de produs. Porozitatea, în schimb poate fi redusă (parțial pe seama creșterii contracției) prin ridicarea temperaturii de ardere și prin modificarea compoziției granulometrice, în măsura în care acest lucru este posibil fără folosirea fracțiunilor fine.

Comportarea la înmuiere sub sarcină a produselor a fost urmărită în comparația cu cea a produselor RC 75 ale fabricei. După cum reiese din fig. 1 și din tabela 3, masele urmărite se caracterizează printr-o tempera-

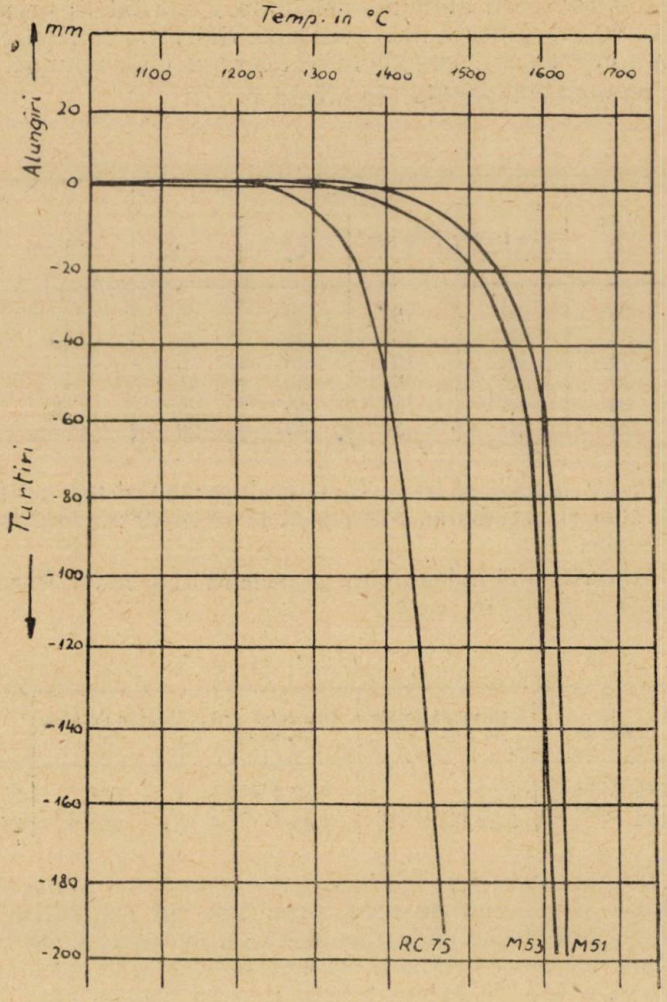


Fig. 1.

tură de înmuiere ridicată. Indicii ridicaţi cu privire la înmuierea sub sarcină la temperatură ridicată se explică atît prin conţinutul ridicat de Al_2O_3 din masă, cît şi prin omogenitatea structurii ciobului.

Tabela 3

Denumirea mat. refr.	Temp. alungirii max. °C	Temp. începe. de înmuiere °C	T 4% °C	Temp. sfîrş. de înmuiere °C	Interval de înmuiere °C	Temp. medie de înmuiere °C
R C 75	950	1 350	1 350	1 480	160	1 400
M 53	1 150	1 480	1 550	1 640	160	1 525
M 51	1 150	1 430	1 520	1 620	190	1 555

Temperatura ridicată a începutului de înmuiere sub sarcină a maselor de mai sus reprezintă o caracteristică deosebit de prețioasă avîndu-se în vedere că această temperatură reprezintă limita termică reală pînă la care pot fi folosite refractarele.

Nu a fost efectuată încercarea produselor la șoc termic. Conținutul ridicat de alumină și omogenitatea structurii, condiționată de arderea simultană a argilei liante cu cea degresantă face însă previzibilă o înaltă stabilitate termică.

Deși această lucrare nu este completă, considerăm că prin caracteristicile celor două mase obținute în condiții apropiate de cele concrete din fabrică sînt date suficiente elemente care să justifice încercări pe scară industrială pentru punerea în fabricație a acestui tip de produs.

Mai rămîn deschise o serie de probleme de ordin tehnico-economic care pot fi rezolvate numai în condițiile concrete ale fabricei, cum ar fi micșorarea cantității de fracțiune fină sub 0,15 mm de argilă de Anina care se formează în cursul mărunțirii și care nu poate fi introdusă în masă ca degresant ș.a.

CONCLUZII

Au fost obținute două mase de șamotă în care argila șamotizată a fost înlocuită în rolul ei de degresant cu argilă de Anina crudă. Pentru a se obține produse nefisurate după presare, a fost necesară înlăturarea fracțiunilor fine de degresant, ceea ce constituie o modificare a principiilor pe care se bazează alegerea rațională a compoziției granulometrice.

Cele două mase obținute se caracterizează prin rezistența la compresiune satisfăcătoare, prin porozitate și contracție totală mai mare decît cea admisă de standardele noastre și prin temperatură de înmuiere sub sarcină mai ridicată decît cea a refractarelor RC 75.

К ПОЛУЧЕНИЮ ОГНЕУПОРНОГОТ ШАМОТА ПУТЕМ ОДИНАРНОГО ОБЖИГА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Были получены две массы шамота, в которых шамотизированная глина была заменена в ее очищающей роли сырой глиной анинского месторождения. Для получения изделий без трещин потребовалось удалить мелкие фракции очищающего состава, что означало изменение принципов на которых основывается рациональный выбор зернистости состава.

Обе полученные массы характеризуются удовлетворительным сопротивлением сжатию, пористостью и общей сокращаемостью, превышающей допуски установленные нашими стандартами, а также более высокой температурой размягчения под нагрузкой чем огнеупоры RC 75.

CONTRIBUTIONS À LA FABRICATION DES RÉFRACTAIRES À CHAMOTTE PAR UNE SEULE CUISSON

(RÉSUMÉ)

On a obtenu deux masses de chamotte, dans lesquelles l'argile chamottisée employée comme dégraissant a été remplacée par l'argile crue d'Anina. Pour obtenir des produits non fissurés après le pressage, il était nécéssaire d'éliminer les fractions fines du dégraissant. Celà constitue une modification des principes sur les quels est basé le choix rationnel de la composition granulométrique.

Les deux masses obtenues sont caracterisées par leur résistence à la compressions satisfaisante, par une porosité et une contraction totale plus élevée que celle admise par nos standards et par une température de mouillage sous charge plus élevée que celle des réfractaires RC 75.

BIBLIOGRAFIE

1. Budnicov P. P., *Tehnologia produselor ceramice*. Editura Tehnică, 1951, p. 300.
2. Petri I., Sesiunea de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice. 1957, p. 6.

DETERMINAREA DIRECTĂ A CaO DIN CIMENTURI

DE

I. DRĂGOI şi O. GOGU

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări ştiinţifce a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

In cazul fabricării cimentului, controlul chimic al procesului tehnologic joacă un rol foarte important fiind aproape unicul mijloc de a asigura obţinerea unui produs de bună calitate.

Deşi în compoziţia chimică a cimentului întră o serie întreagă de compuşi, controlul chimic se reduce în general la determinarea unui singur component şi anume CaO.

Metodele de dozare a acestui component sînt diferite, fiind funcţie de etapele procesului tehnologic în care ele se execută.

Dacă dozarea CaO în amestecul de materii prime se face relativ simplu şi rapid, nu acelaşi lucru se poate spune despre dozarea CaO în produsul finit. In acest caz este necesară separarea prealabilă a celorlalţi componenţi ca SiO_2, Fe_2O_3 şi Al_2O_3 operaţii care necesită timp îndelungat şi face ca de cele mai multe ori şi rezultatul determinării să se obţină prea tîrziu neputîndu-şi îndeplini scopul.

Pentru a remedia acest lucru, găsirea unei metode rapide şi eficace a fost şi mai este încă în centrul atenţiei chimiştilor care lucrează în acest domeniu [1], [2], [3].

In vederea aceluiaşi scop în lucrarea de faţă s-a încercat dozarea directă a CaO sub formă de oxalat în mediu alcool-acid, mediu în care nu mai este necesară separarea celorlalţi componenţi.

Rezultatele obţinute sînt comparabile cu cele la care se ajung prin metoda de analiză clasică.

MODUL DE LUCRU

Se cîntăresc la balanţa analitică circa 0,1 g ciment, se dizolvă la cald în 5 cc. de HCl 2n, apoi se adaugă 1 cc. soluţie saturată fierbinte de acid oxalic şi 25 cc. alcool etilic de 96%. Se lasă să se depună precipitatul aproximativ 20 minute şi se filtrează apoi pe creuzet filtrant cu pori fini. Se spală precipitatul, pentru îndepărtarea ionilor de acid oxalic, mai întîi cu cîteva picături de soluţie de KOH 10% şi apoi cu apă caldă. Precipitatul

se dizolvă apoi într-o soluţie de H_2SO_4 5 % şi se titrează la cald cu $KMnO_4$ n/10.

Rezultate experimentale

Nr. probei	Conţinutul în CaO determ. prin metoda STAS %	Conţinutul în CaO determ. prin metoda directă %	Obs.
1	64,06	64,40	
2	63,70	63,62	
3	64,17	64,30	
4	63,98	63,92	
5	63,75	63,46	
6	64,62	64,61	
7	64,25	64,01	

Observaţie. Determinările au fost efectuate pe clinker de ciment provenit de la fabrica de ciment din Turda.

CONCLUZII

Metoda propusă prezintă avantajul că reduce durata de execuţie a determinării CaO de la 3—4 ore la numai 45 minute, făcînd posibil controlul rapid şi eficace a procesului tehnologic. În plus metoda este simplă şi uşor de executat.

НЕПОСРЕДСТВЕННОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОДЕРЖАНИЯ CaO В ЦЕМЕНТЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе дается метод непосредственного определения содержания CaO в цементе наряду с кремнием, железом и алюминием. Таким образом предложенный метод сокращает продолжительность определения до 45 минут. Полученные результаты столь же хорошие как и результаты полученные классическими методами, которые длятся в среднем 2—3 часа.

LA DÉTERMINATION DIRECTE DE CaO DES CIMENTS

(RÉSUMÉ)

On présente une méthode de dosage directe du CaO des ciments contenant de la silice, du fer, et de l'aluminium. La méthode proposée réduit la durée de la détermination à seulement 45 minutes. Les résultats sont aussi bons que ceux obtenus par les méthodes classiques qui durent 2—3 heures.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Vogel, Silikattechnik, 1957, Nr. 7, p. 287.
2. St. Blach, Cement-Wapno-Gips, 1955, Nr. 4, p. 91.
3. A. Cioară, E. Popovici, Industria construcţiilor şi a materialelor de construcţii. 1957, Nr. 1, p. 48.

NOI CONTRIBUȚII LA STUDIUL TENSIUNII SUPERFICIALE A LICHIDELOR ÎN ROTAȚIE

DE

MARIUS BORNEAS și IOAN BĂBUȚIA

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

În cîteva lucrări anterioare [1], [2], [3], [4], [5] s-a studiat fenomenul de schimbare a tensiunii superficiale a lichidelor cînd acestea erau puse în rotație (efect rotocinetic).

Un fapt important îl constituia influența temperaturii lichidului asupra efectului. Dacă se reprezintă valoarea tensiunii superficiale la rotație, în funcție de temperatură, se obțin niște curbe, în general descrescătoare cu creșterea temperaturii, dar prezentînd în unele zone un minim [2]. Poziția minimului nu este întotdeauna aceeași, ci depinde de istoricul lichidului, în particular de tratamentul termic și mecanic anterior.

Tratamentul lichidului are de asemenea influență asupra valorii efectului rotocinetic în general.

În lucrarea prezentă am cercetat dacă temperatura deasupra suprafeței lichidului are sau nu vreun rol determinant.

În acest scop am montat un termometru, paralel cu termometrul ce măsoară temperatura lichidului, dar ridicat deasupra nivelului lichidului, în imediata apropiere a inelului aparatului Lecomte du Noüy, die diametru 1,7 cm.

În tabelele următoare am dat cîteva rezultate extrase dintr-un mare număr de determinări. În coloana a doua sînt date creșterile tensiunii superficiale prin punerea în rotație (85 t/min) a lichidului, iar în coloanele următoare cifre referitoare la temperaturile deasupra suprafeței lichidului. Iată semnificațiile literelor din tabel :

t — temperatura lichidului (°C) ;
ε — creșterea tensiunii superficiale prin punerea în rotație a lichidului (‰) ;
t_s — temperatura deasupra lichidului în repaus (°C) ;
t_r — temperatura deasupra lichidului în rotație (°C).

Sînt evidente semnificațiile diferențelor $t_s - t$, $t_r - t$ și $t_r - t_s$.

t	ε	t_s	t_r	$t_s - t$	$t_r - t$	$t_r - t_s$
			Glicol			
8,7	2,8	17,8	18,0	9,1	9,3	0,2
	0,7	17,2	17,7	8,5	9,0	0,5
	3,1	17,4	18,0	8,7	9,3	0,6
	3,1	17,2	18,4	8,5	9,7	1,2
9,5	−1,0	17,6	18,7	8,1	9,2	1,1
	1,7	17,4	18,6	7,9	9,1	1,2
	3,1	18,8	20,6	9,3	11,1	1,6
	1,7	18,5	18,9	9,0	9,4	0,4
2,1	−16,4	19,6	21,5	7,5	9,4	1,9
	− 4,2	18,6	18,2	6,5	6,1	−0,4
	− 4,2	19,1	19,4	7,0	7,3	0,3
13,1	−17,0	20,9	21,8	7,8	8,7	0,9
	− 3,5	18,9	18,8	5,8	5,7	−0,1
	− 2,4	18,9	19,1	5,8	6,0	0,2
	− 2,8	18,3	19,6	5,2	6,5	1,3
	− 4,9	19,1	20,1	6,0	7,0	1,0
15,0	−1,1	18,9	20,5	3,9	5.5	1,6
	−1,1	19,4	19,9	4,4	4,9	0,5
15,7	6,1	18,3	16,1	2,6	0,4	−2,2
	8,3	16,6	16,3	0,9	0,6	−0,3
	0,3	21,0	21,5	5,3	5,8	0,5
	1,0	19,4	19,6	3,7	3,9	0,2
	1,0	19,6	20,6	3,9	4,9	1,0
			Benzen			
8,5	11,3	14.1	15,4	5,6	6,9	1,3
	15,3	15.1	15,5	6,6	7,0	0,4
9,2	11,3	14,6	15,5	5,4	6,3	0,9
	6,8	15,2	15,9	6,0	6,7	0,7
	14,1	14,6	15,5	5,4	6,3	0,9
10,7	−1,1	15,3	15,9	4,6	5,2	0,6
	−3,4	16,1	16,6	5,4	5,9	0,5
	−1,1	15,7	16,6	5,0	5,9	0,9
13,1	13,2	16.5	17,0	3,4	3.9	0,5
	10,3	16,5	17,0	3,4	3,9	0,5
	12,0	16,7	17,0	3,6	3,9	0,3
	8,6	15,6	15,5	2,5	2,4	−0,1

t	ε	t_s	t_r	t_s-t	t_r-t	t_r-t_s
			Toluen			
15,0	15,2 13,5	17,3 17,3	17,3 17,8	2,3 2,3	2,3 2,8	0,0 0,5
16,0	8,2 10,0	17,6 17,3	18,2 18,2	1,6 1,3	2,2 2,2	0,6 0,9
16,9	7,0 7,0	17,8 18,7	19,6 19,6	0,9 1,8	2,7 2,7	1,8 0,9
18,9	0,6 −1,2 2,4	18,2 18,9 18,2	20,4 20,1 20,5	−9,7 0,0 −0,7	1,5 1,2 1,6	2,2 1,2 2,3
19,5	6,5 5,3	17,6 19,3	20,4 19,1	−1,9 −0,2	0,9 −0,4	2,8 −0,2
			Acid lactic			
8,5	10,9 10,0	15,8 15,7	16,5 16,5	7,3 7,2	8,0 8,0	0,7 0,8
10,4	6,4 6,4	16,4 16,7	16,9 16,9	6,0 6,3	6,5 6,5	0,5 0,2
12,6	11,7 11,7 11,7	17,3 17,4 17,4	17,4 17,5 17,6	4,7 4,8 4,8	4,8 4,9 5,0	0,1 0,1 0,2
			Alcool etilic			
12,6	13.2 14,8	17,9 17,2	19,0 17,7	5,3 4,6	6,4 5,1	1,1 0,5
12,7	16,2 10,5	18,7 17,5	17,9 17,6	6,0 4,8	6,2 4,9	0,2 0,1
14,0	10,6 14,8	18,0 17,5	18,1 18,3	4,0 3,5	4,1 4,3	0,1 0,8

Examinarea tabelelor ne duce la concluzia că temperatura deasupra suprafeței lichidului nu este determinantă asupra efectului rotocinetic, nici direct, nici prin diferențe.

Intr-adevăr, se observă că nu există nici o corespondență între valorile lui ε și valorile din coloanele următoare. De pildă la temperatura glicolului de 9,5° pentru $\varepsilon=1,7$ există valori diferite în coloanele temperaturii exte-

rioare ; pe de altă parte la temperatura de 13,1° a glicolului pentru $t_s = 18{,}9°$ există valori diferite ale lui ε.

Este clar că valorile diferite ale lui ε sînt determinate de alţi factori, în speţă de tratamentul anterior, cum am arătat. E posibil însă că şi temperatura ambiantă să aibe o uşoară influenţă, dar aceasta e neglijabilă faţă de ceilalţi factori.

ДАЛЬНЕЙШИЕ РЕЗУЛЬТАТЫ В ИЗУЧЕНИИ ПОВЕРХНОСТНОГО НАПРЯЖЕНИЯ ВРАЩАЮЩИХСЯ ЖИДКОСТЕЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Производились дальнейшие экспериментальные исследования явления изменения поверхностного напряжения вследствие приведения жидкостей во вращение (ротокинетического эффекта).

Показывается, что температура среды находящейся над поверхностью жидкости не имеет предопределяющего действия на эффект.

NOUVELLES CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE LA TENSION SUPERFICIELLE DES LIQUIDES EN ROTATION

(RÉSUMÉ)

On a fait de nouvelles recherches expérimentales concernant le phénomène de changement de la tension superficielle, en mettant les liquides en rotation (effet rotocinétique). On montre que la température du milieu étant en contact avec la surface du liquide n'a pas d'influence déterminante sur l'effet.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Borneas şi E. Kalman, Comptes rendus, Paris, 1957, *245*, p. 1710 ; 1958, *246*. p. 944 şi 2256.
2. M. Borneas şi I. Băbuţia, Comptes rendus, Paris, 1959, *248*, pp. 1164, 2865, 3281 ; *249*, p. 1036.
3. M. Borneas şi I. Băbuţia, Studii şi Cercet. Ştiinţe Chimice, Acad. R.P.R., Baza ştiinţifică Timişoara, 1959, *6*, nr. 1—2, p. 153.
4. I. Băbuţia, Studii şi Cercet. Ştiinţe Chimice, Acad. R.P.R., Baza ştiinţifică Timişoara, 1959, *6*, nr. 3—4.
5. M Borneas şi I. Băbuţia, Acta Phys. Pol., 1959, *18*, p. 521.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL DESCOMPUNERII TERMICE ÎN STARE FLUIDIZATĂ A CARBONATULUI DE CALCIU

DE

D. BECHERESCU și GR. POP

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

Cinetica reacției de descompunere termică a carbonatului de calciu a fost obiectul mai multor cercetări [1], [2]. Scopul lucrărilor efectuate în legătură cu această temă, a fost dictat de importanța mare pe care o prezintă oxidul de calciu pentru diferite ramuri de industrie, cum sînt acelea ale materialelor de construcții, chimică și alimentară.

În ultimii ani, au fost efectuate încercări pe scară de laborator și instalații pilot asupra descompunerii carbonatului de calciu în stare fluidizată [3], [4].

Dificultățile tehnice ivite la instalațiile industriale au făcut ca acest procedeu să nu cunoască o răspîndire însemnată.

În lucrarea de față s-a urmărit valorificarea deșeurilor de carbonat de calciu precipitat, rezultat în industria hidroxidului de sodiu obținut prin caustificare și în industria zahărului din sfeclă.

Lucrările de laborator efectuate au realizat o schemă de lucru principial diferită de a celor cunoscute pînă în prezent, și anume procesul de fluidizare în contracurent.

Procedeul prezintă avantajul unui schimb de căldură mai eficace și posibilitatea folosirii unor particule de carbonat de calciu la dimensiuni foarte fine, cum sînt acelea alę carbonatului de calciu precipitat.

Determinările s-au efectuat la temperaturi constante pentru diferite viteze de fluidizare.

Rezultatele experimentale sînt redate de diagrama prezentată în fig. 1.

Curbele obținute prezintă maxime pentru anumite valori ale vitezei de fluidizare. La 1 100 °C s-a obținut o transformare în oxid de calciu de 94 % molar.

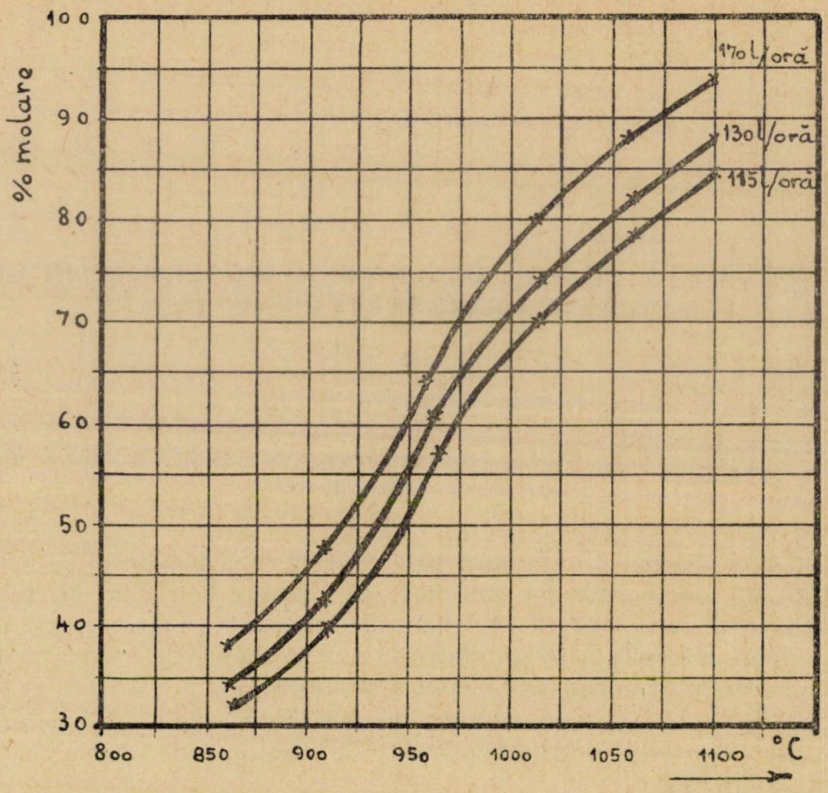


Fig. 1.

In diagrama din fig. 2 s-a reprezentat grafic variaţia gradului de transformare în funcţie de temperatură la viteze de fluidizare constante. Alura curbelor arată că viteza de descompunere este mai mare în intervalul 900—1 000 °C, cînd randamentul de transformare variază cu aproximativ 35%, în timp ce între 1 000—1 100 °C, se modifică numai cu cca 15%.

Din aceste motive nu este raţional să se lucreze la temperaturi superioare celei de 1 100 °C.

CONCLUZII

S-a realizat pe scară de laborator descompunerea termică a carbonatului de calciu în stare fluidizată în contracurent cu un randament de transformare de 94% molar pentru temperatura de 1 100 °C.

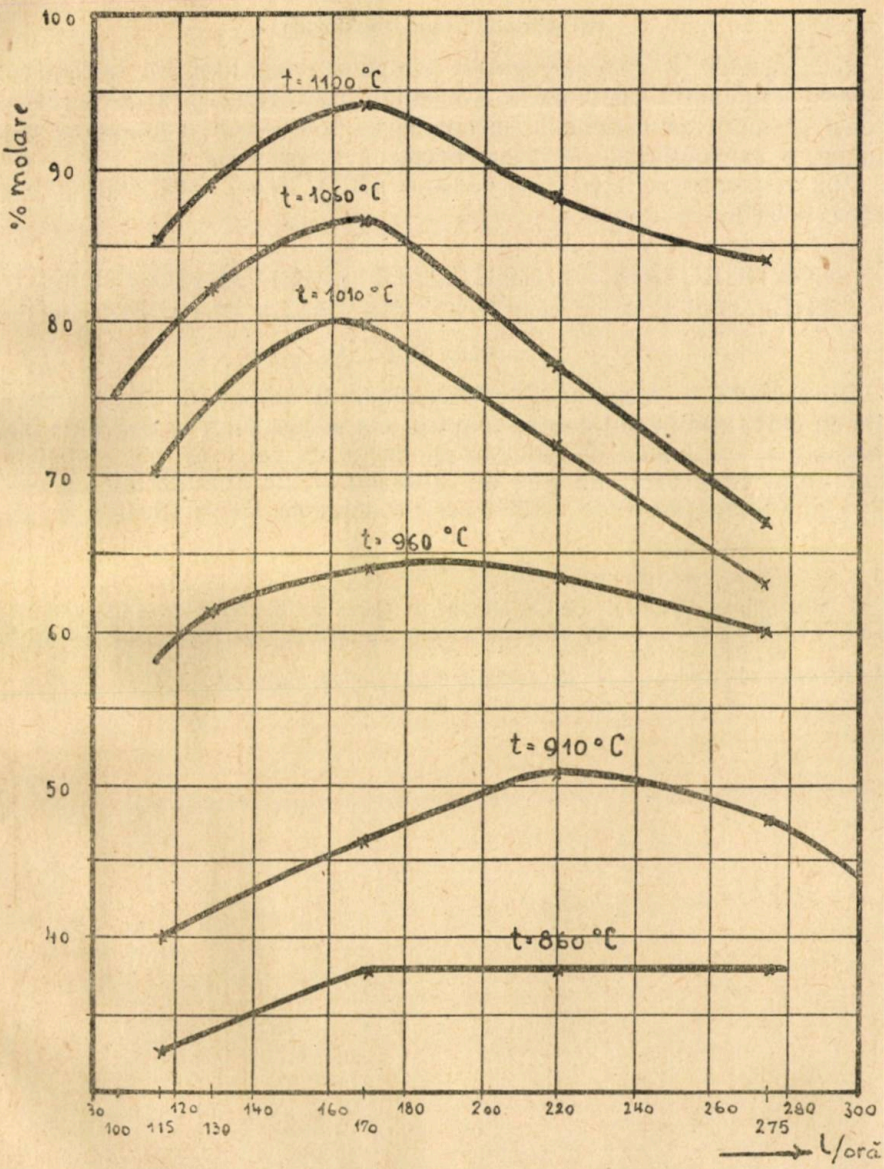

% molare
100
90
80
70
60
50
40
t = 1100 °C
t = 1050 °C
t = 1010 °C
t = 960 °C
t = 910 °C
t = 860 °C
30
100
120
115
140
130
160
170
180
200
220
240
260
275
280
300
l/oră

Fig. 2.

К ВОПРОСУ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗЛОЖЕНИЯ КАРБОНАТА КАЛЬЦИЯ В ФЛУИДНОМ СОСТОЯНИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Исследуется в лабораторных условиях термическое разложение осевшего карбоната кальция в флуидном состоянии в противотечении. Авторы следили за степенью превращения карбоната кальция в окись кальция, в зависимости от температуры и количества газа.

При температуре 1100 °C и расходе 170 N l/час, превращение выражается в 94%.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE LA DÉCOMPOSITION THERMIQUE DU CARBONATE DE CALCIUM FLUIDIFIÉ

(RÉSUMÉ)

On a étudié la décomposition thermique de carbonate de calcium precipité en état fluidifié, en contre-courant. On a poursuivi le degré de transformation de carbonate de calcium en oxyde de calcium par rappor à la température et le débit du gaz de fluidisation. La transformation est de 94% à une température de 1 100 °C et un débit de 170 N l/heure.

BIBLIOGRAFIE

1. I. G. Murgulescu, Bul. Inst. Naţional de Cercetări Tehnologice, 1/21, 1946.
2. Hiroaki Tagawa u. Fumiaki Sudo, J. Chem. Soc. Japan. ind. chem. Sect. 61. 946—48 Aug. 1958.
3. G. V. Brusilovschi, *Proizvozdvo izvesti*. Goshimizdat 1954.
4. R. P. Kite, E. J. Roberts, Chem Eng. 12/112, 1947.

DOZĂRI ELECTROGRAVIMETRICE CU DIAFRAGMĂ

DOZAREA CUPRULUI CU ELECTROD VIBRATOR, ÎN PREZENȚA UNEI MARI CANTITĂȚI DE FIER

DE

GH. FACSKO și I. RĂDOI

Comunicare prezentată în sesiunea V-a de comunicări științifice a cadrelor didactice din 29—31 martie 1957

Prezența anodului în soluția supusă electrolizei este de multe ori nedorită. Astfel în anumite soluții de electroliți de exemplu de cianură sau amoniacale, anodul de platin este atacat și se redepune parțial la catod, determinînd o greutate în plus al acestuia. În cazul unui mediu de acid clorhidric, din cauza supratensiunii oxigenului, la anod se descarcă clor și ajungînd la catod are o acțiune depolarizantă asupra procesului catodic și o acțiune dizolvantă asupra metalului depus.

Un proces similar are loc la dozarea cuprului în prezența unei mari cantități de fier, cînd fierul feros este oxidat la anod la feric, iar acesta din urmă împiedică depunerea cantitativă a cuprului la catod, deoarece potențialul standard al sistemului Fe^{+3}/Fe^{+2} este mai pozitiv decît al sistemului Cu^{+2}/Cu [1]. De altfel de acest fapt face uz G. Norwitz [2] la separarea electrolitică a argintului de cupru și alte metale mai electronegative, folosind un mare exces de Fe^{+3} în mediu de acid azotic și cînd potențialul catodului nu poate deveni mai negativ decît +0,76 V.

Pentru înlăturarea acestor deranjamente care apar la dozarea cuprului în prezența unei mari cantități de fier, de exemplu la dozarea cuprului în fontă, oțel, pirită, cenușă de pirită etc., s-au încercat mai multe căi: a) folosirea depolarizanților anodici ; b) complexarea fierului ; și c) separarea compartimentului catodic de cel anodic cu ajutorul unei diafragme. Astfel A. Hollard și L. Bertiaux [3] folosesc acid sulfuros, A. Fischer [4] sulfat de hidrazină iar Brown [5] clorhidrat de hidroxilamină. De altă parte W. D. Treadwell [6] complexează fierul feric în mediu amoniacal cu acid tartric, iar M. Geloso [7] cu acid florhidric și depune cuprul cu potențial controlat. Toate aceste metode pot fi aplicate la dozarea cuprului în prezența unei cantități limitate de fier, cantitatea maximă de fier admisibilă fiind de obicei egală cu cea a cuprului ce urmează să fie dozată.

Şi separarea compartimentului catodic de cel anodic şi sursa de curent exterioară a fost folosită la dozarea cuprului în prezenţa fierului. Astfel J. F. Fife şi S. Torance [8] folosesc o diafragmă de pergament, iar G. T. Galfajan [9] o diafragmă de colodiu.

Separarea compartimentului catodic de cel anodic cu ajutorul unei diafragme, în scopul evitării inconvenientelor de mai sus, în condiţiile electrolizei clasice nu decurge în condiţii satisfăcătoare, deoarece apar erori mari prin pierderi de substanţă în urma difuziunii. Aceste erori sînt desigur cu atît mai mari cu cît concentraţia substanţei de dozat şi durata electrolizei este mai mare şi temperatura mai ridicată. Ea dă rezultate bune numai în condiţiile electrolizei interne, unde se dozează cantităţi mici de substanţă şi erorile relative admise sînt mai mari. Acest lucru reiese şi din cele două lucrări mai sus citate. Astfel J. G. Fife şi S. Torrance nu pot doza cantităţi mai mari de 0,003—0,03 g cupru, iar G. T. Galfajan, care dozează pînă la 0,1 g cupru, pentru a reduce perioada electrolizei la 20—30 minute, este obligat să folosească o tensiune exagerată de 7,2 V. Un depozit de cupru însă, care se obţine la o tensiune aşa de ridicată, nu poate să fie corespunzătoare. Acest lucru este de altfel confirmat şi de A. Scleicher şi N. Kaiser [10], care verificînd metoda lui G. T. Galfajan au găsit-o nesatisfăcătoare.

Folosirea unei diafragme pentru separarea compartimentului catodic de cel anodic devine însă posibilă în condiţiile noii metode rapide de electrogravimetrie cu electrozi vibratori [11], deoarece durata electrolizei, chiar la temperatura ordinară, se reduce aşa de considerabil încît erorile datorită difuziunii devin neglijabile. În lucrarea de faţă prezentăm rezultatele obţinute la verificarea ipotezei de mai sus.

Pentru aceasta s-a procedat în felul următor: Într-un pahar de 250 cc s-a introdus un cilindru de porţelan, de calitatea acelora folosiţi în elemente tip Leclanché umede, de diametrul 47 mm, înălţimea 95 mm şi grosimea peretelui 3 mm. Diametrul cilindrului poros a fost astfel ales ca să încape catodul vibrator de platin descris într-o lucrare a noastră anterioară [11], fără a atinge însă peretele cilindrului de porţelan. Pe peretele exterior al cilindrului s-a fixat un electrod obişnuit de sită de platin, care a servit drept anod.

Catolitul, aproximativ 100 cc, conţinea 0,1 g Cu^{+2}, 3—5 cc acid sulfuric concentrat, 10 g sulfat de amoniu şi cantităţi variabile, pînă la 10 g, sulfat feros p. a., corespunzînd unei cantităţi pînă la 2 g fier metalic. Anolitul era o soluţie 5—10% acid sulfuric.

Nivelul lui depăşia cu 2—4 mm nivelul catolitului, însemnat printr-un reper pe peretele cilindrului de porţelan. Cuprul a fost introdus în catolit sub forma unei soluţii de $CuSO_4 \cdot 5H_2O$ p. a., din care 25 cc conţinea 0,1074 g, determinat prin electroliza clasică.

În timpul în care nu s-a lucrat, cilindrul de porţelan poros era păstrat scufundat într-o soluţie de 5—10% H_2SO_4.

Mersul lucrării a fost următorul: În paharul de 250 cc s-a introdus cilindrul de porţelan poros şi anolitul pînă la reper. După aceasta catolitul de compoziţia mai sus amintită şi preîncălzită într-un pahar separat la aprox. 50 °C, s-a transvazat cantitativ în cilindrul de porţelan poros în aşa fel ca volumul final să fie de aproximativ 100 cc. Temperatura a scăzut între timp la 20—30 °C. S-a introdus apoi catodul de platin şi s-a pus în funcţiune vibratorul cu o frecvenţă de 42 perioade şi 3 mm amplitudine. Tensiunea a fost la început timp de 2—3 minute de 2,6—3 V, corespunzător unei intensităţi de aproximativ 2,5 amperi, după care tensiunea s-a scăzut la 2,4 V, cu care s-a electrolizat pînă la sfîrşit. Durata totală de electroliză a fost de 10 minute.

Intreruperea curentului, spălarea în apă şi alcool a depozitului, precum şi uscarea s-a făcut în condiţii obişnuite în practica electrogravimetriei. Rezultatele sînt trecute la tabela 1.

Tabela 1

Nr.	Cantitatea de Cu în soluţie g	Cantitatea $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ adăugat soluţiei g	Cantitatea de Fe ce corespunde la $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ adăugat g	Găsit Cu g	Diferenţa g	Diferenţa g
1	0,1074	2,32	0,466	0,1073	−0,0001	−0,1%
2	0,1074	3,64	0,731	0,1073	−0,0001	−0,1%
3	0,1074	5,72	1,15	0,1074	−0	−0
4	0,1074	7,33	1,47	0,1074	−0	−0
5	0,1074	9,81	1,97	0,1073	−0,0002	−0,1%
6	0,1074	10,22	2,05	0,1074	−0,	−0,

După cum se vede din tablou, difuziunea este neglijabilă şi se poate doza pe această cale cantităţi pînă la 0,1 g Cu, în prezenţa unui exces de fier pînă la 1 : 20, cu eroare relativă de $\pm 0{,}1\%$. De altfel s-a constatat acest lucru şi din urmărirea directă a difuziunii. La temperatura de 55 °C numai după 35 minute, iar la 35 °C numai după 60 minute reacţia în anolit a cuprului cu mercurisulfocianura de amoniu (în prezenţa ionului de zinc) a fost slab pozitivă, corespunzînd unei concentraţii de $2 \cdot 10^{-6}$ g/cc.

De asemenea s-a întreprins dozarea aceloraşi cantităţi de cupru în prezenţa unui exces de fier feric, în cantităţi pînă la 10 g $FeNH_4(SO_4)_2 \cdot 12\ H_2O$ p. a.

Deoarece înaintea depunerii cuprului tot ferul feric a trebuit să fie redus la feros, durata electrolizei a fost prelungită în mod corespunzător. Tensiunea de electroliză a fost timp de 8 minute 2,6—3 V corespunzător unei intensităţi de aproximativ 2,5 A, apoi s-a scăzut la 2,4 V cu care s-a electrolizat pînă la sfîrşit. Durata totală de electroliză a fost de 16 minute. Observăm că depunerea cuprului a început abia în minutul al 6-lea. Erorile relative şi în acest caz erau de $\pm 0{,}1\%$.

CONCLUZII

Reluînd ideea lui G. T. Galfajan şi ale lui J. G. Fife şi S. Torrance, se extinde noua metodă rapidă de electrogravimetrie cu electrozi vibratori la dozarea cuprului în prezenţa fierului, folosind o diafragmă de porţelan poros pentru despărţirea compartimentului catodic de cel anodic. Metoda dă rezultate cu totul satisfăcătoare atît în prezenţa ionului feros cît şi a acelui feric.

ЭЛЕКТРОГРАВИМЕТРИЧЕСКИЕ ДОЗИРОВКИ С ДИАГРАММОЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Осуществив идеи Г. Т. Галфаяна, а также Ж. Г. Фифа и С. Торрансеа, расширяется новый быстрый электрогравиметрический метод с вибрирующими электродами для дозировки меди в присутствии железа, при-

меняя пористую фарфоровую диафрагму для разделения катодного участка от анодного.

Метод приводит к хорошим результатам в присутствии иона двухвалентного железа и трехвалентного железа.

DOSAGES ÉLECTROGRAVIMÉTRIQUES AU DIAPHRAGME

(RÉSUMÉ)

En continuant les idées de G. T. Galfajan et celles de I. J. Fife et de S. Torrance on applique la nouvelle méthode rapide dé électrogravimétrie à électrodes vibratoires au dosage du cuivre en présence du fer. On utilise un diaphragme de porcelaine poreuse pour sêparer le compartiment catiodique du compartiment anodique.

La méthode donne des résultats tout à fait satisfaisants en présence du ion ferreux et du ion ferrique.

BIBLIOGRAFIE

1. I. S. Lialicov, *Metode fizico-chimice de analiză* (trad. din l. rusă), Editura tehnică 1953, pag. 157.
2. G. Norwitz, Metallurgia (Manchester) 48, 47, 1953, C. B. I, 2136. 1955.
3. A. Hollard şi L. Bertiaux prin Fischer-Schleicher, Electroanalytische Schnellmethoden, Stuttgart 1926, pag. 286.
4. A. Fischer, idem, pag. 286.
5. E. P. Schoch şi D. J. Brown, J.A.C.S. 38, 1660, 1916. C. B. II, 1073, 1916.
6. W. D. Treadwell, Chem. Ztg. 36, 961, 1912. C. B. II, 1065, 1912.
7. M. Gelosco, C. R. hebd. Séances Acad. Sci. 206, 1099—1102, 1938. C. B. II, 1742, 1938.
8. J. G. Fife şi S. Torrance. Analyst. 62, 29 (1937). C. B. II, 445, 1937.
9. G. T. Galfajan, Zeitschr. f. analyt Chem., 90, 421 (1932); idem 92, 357 (1933); idem 99, 32 (1934).
10. A. Schleicher, *Electroanalytische Schnellmethoden,* Stuttgart 1947.
11. Gh. Facsko, Studii şi cercetări ştiinţifice, Academia R.P.R., Baza Timişoara, I. 143, 1955.

MICŞORAREA DEFORMAŢIEI LA ARDERE A UNOR PORŢELANURI DIN SISTEMUL $CaO—Al_2O_2—SiO_2$

DE

R. ABRAMOVICI

Comunicare prezentată în sesiunea VI-a de comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din 7—8 iunie 1958

Ca urmare a faptului că odată cu feldspatul sînt introduşi în faza vitroasă a porţelanului ionii alcalini care micşorează rigiditatea dielectrică şi măresc pierderile dielectrice, au fost întreprinse o serie de cercetări cu scopul înlocuirii feldspatului cu alţi fondanţi.

Au fost obţinute rezultate pozitive cu fondanţi cu conţinut de BaO şi MgO. Fondanţii cu conţinut de CaO au fost mai puţin studiaţi deşi datele din literatură indică faptul că CaO are proprietăţi electrice superioare celor ale oxizilor alcalini.

Austin şi Brooks [1] comunică rezultatele obţinute cu mase în care rolul de fondant este jucat de o frită corespunzătoare unui eutectic din sistemul $CaO\text{-}Al_2O_3\text{-}SiO_2$. Snyder şi Koenig [2] au obţinut porţelanuri volastonitice în compoziţia cărora intră metasilicatul de calciu. În sfîrşit, mai nou au fost obţinute şi porţelanuri boro-calcice [3].

Principala cauză a numărului redus de lucrări în domeniul vizat constă în vîscozitatea redusă a topiturilor din sistemul de mai sus care duce la dificultăţi mari în cursul arderii (deformare mărită sau chiar totală a produselor).

Topiturile feldspatice se caracterizează printr-o vîscozitate foarte ridicată. La 1 200° şi 1 400° vîscozitatea albitului este de $10 \cdot 10^6$, respectiv $10 \cdot 10^4$ poise, iar cea a ortoclasului de $300 \cdot 10^6$ şi $10 \cdot 10^6$ poise. Din aceste cîteva date reiese atît vîscozitatea ridicată a acestor topituri, cît şi coeficientul de temperatură scăzut al ei, care garantează menţinerea formei produsului în cursul arderii. Există relativ puţine date cu privire la vîscozitatea topiturilor din sistemul $CaO\text{-}Al_2O_3SiO_2$. Cele mai multe dintre ele se referă la compoziţiile corespunzătoare diferitelor zguri. Din studiul izocomelor zgurilor de furnal reiese că topitura corespunzătoare eutecticului de 1 170° (cu care au lucrat Austin şi Brooks) are o vîscozitate de 25 poise la 1 400°, faţă de $10 \cdot 10^6$ poise la ortoclas pentru aceeaşi temperatură.

Scopul lucrării de faţă constă în lămurirea posibilităţii de a se folosi fondanţi calcici pentru obţinerea unor tipuri de porţelan.

PARTEA EXPERIMENTALA

S-a avut în vedere exclusiv comportarea la ardere (sub aspectul stabilităţii formei) a unor mase de porţelan cu fondant calcic. În acest sens lucrările au fost concentrate asupra vîscozităţii unei serii de amestecuri eutectice şi neeutectice din sistemul CaO-Al_2O_3-SiO_2.

Urmărirea vîscozităţii s-a făcut mai întîi, prin determinarea vîscozităţii relative (exprimată prin lungimea de curgere a topiturii) a amestecurilor luate singure iar apoi, prin înglobarea lor în anumite mase de porţelan şi determinarea gradului de deformare a acestora din urmă în cursul arderii. Ca masă de referinţă s-a folosit în primul caz feldspatul de Munte Rece, iar în cel de al doilea, o masă de compoziţie apropiată de cea a electroporţelanului fabricei „Electroceramica" Turda. Materiile prime pentru fondanţii şi masele de porţelan au fost: carbonatul de calciu precipitat, alumina calcinată, nisip cuarţos de Aghireş, caolin de Aghireş, argilă caolinică de Harghita. Amestecurile eutectice au fost obţinute sub formă de frite. După mărunţire şi aglomerare (soluţie 5% dextrină), ele au fost aduse pe placa înclinată, plasate într-un cuptor cu flacără şi arse la temperaturile din tabela 2, menţinîndu-se un palier de o oră.

Tabela 1

Eutectic	Compoziţia %			
	CaO	Al_2O_3	SiO_2	Temp. topire °C
1	23,3	14,7	62,0	1 170
2	38,0	20,0	42,0	1 265
3	47,2	11,8	41,0	1 310
4	52,0	41,2	6,8	1 335
5	9,8	19,8	70,4	1 345

Tabela 2

Temp. ardere °C	Lungimea de curgere mm					
	Feld-spat	E_1	E_2	E_3	E_4	E_5
1300	0	Curs complet				31
1 320	2	„				47
1 350	3	„				70
1 380	5	„				Curs compl.

Tabela 3

Materialele	Masa de referinţă	Masele M_1—M_5
Caolin Aghireş %	44	44
Caolin Harghita %	10	10
Nisip Aghireş %	16	16
Feldspat M. R. %	30	—
Frita %	—	30

După cum reiese din tabela 2, toate rezultatele sînt negative.

Avîndu-se în vedere capacitatea de dizolvare ridicată a topiturilor cu conţinut de calciu se poate însă prevedea că o astfel de topitură introdusă într-o masă de porţelan va dizolva cantităţi apreciabile de SiO_2 mărindu-şi astfel vîscozitatea. În consecinţă, s-au alcătuit masele M_1-M_5, în care rolul de fondant este jucat respectiv de eutecticele E_1-E_5 (vezi tabela 3). Din aceste mase au fost fasonate baghete care s-au plasat pe două reazime (distanţele cu 100 mm) într-o mufă de carborund. Arderea s-a făcut la 1 300, 1 320, 1 350 şi 1 370°, cu un palier de o oră. Gradul de deformare în cursul arderii s-a exprimat prin valoarea săgeţii.

După cum se vede din tabela 4, singura masă care corespunde sub aspectul menţinerii formei este M_5. Deformarea din cursul arderii este comparabilă cu cea a masei de referinţă. Capacitatea de absorbţie (determinată asupra unor cilindrii arşi odată cu baghetele) a masei M_5 arsă la 1 320, 1 350, 1 370° este de respectiv 0,20 ; 0,01 ; 0,02%. Masele arse la 1 300° nu s-au vitrefiat.

Tabela 4

Temperatura de ardere °C	Deformarea/săgeata/mm					
	Masa de refer.	M_1	M_2	M_3	M_4	M_5
1 300	4	Deformare totală				3
1 320	5	„				5
1 350	8	„				9
1 380	11	„				15

Deformarea celorlalte mase, în ciuda dizolvării de SiO_2 şi a creşterii corespunzătoare a vîscozităţii se poate explica prin însăşi dizolvarea SiO_2 din masă şi deci prin dispariţia unui element de rezistenţă din structura porţelanului.

Pentru a obţine şi alte mase cu deformare admisibilă în cursul arderii, este deci necesar să se mărească conţinutul de SiO_2 din topitură peste cel al eutecticelor studiate. Aceasta trebuie să ducă pe de o parte, la creşterea vîscozităţii topiturii luată singură, iar pe de altă parte, la micşorarea cantităţii de SiO_2 luată în soluţie din masa porţelanului.

In acest scop s-a efectuat o nouă serie de încercări folosindu-se ca fondanţi amestecurile cu compoziţia indicată în tabela 5.

Tabela 5

N-rul amestecului	Conţinutul %		
	CaO	Al_2O_3	SiO_2
6	10,0	14,0	76,0
7	8,5	12,5	79 0
8	7,3	9,7	83,0
9	6,4	8,6	85,0

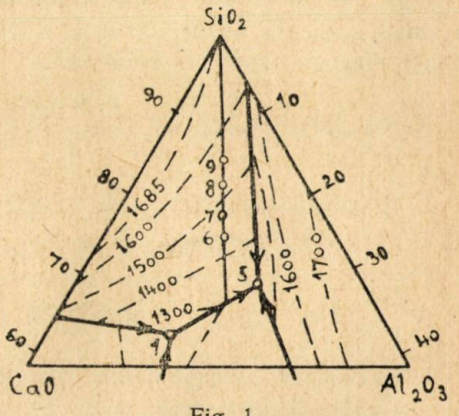


Fig. 1.

Compoziţia acestor amestecuri corespunde unui conţinut crescînd de SiO_2 şi a fost astfel aleasă încît punctele figurative a acestor amestecuri să se situeze pe o dreaptă care porneşte de la SiO_2=100% şi intersectează dreapta care uneşte eutecticele 1 170 şi 1 345° în apropierea acestuia din urmă. După cum reiese din diagrama (fig. 1), punctele de topire ale amestecurilor respective se găsesc între 1 450 şi 1 550°. După fritare şi mărunţire, aceste amestecuri au fost introduse în masele cu aceeaşi compoziţie ca cele din tabela 3. Arderea epruvetelor s-a făcut ca şi înainte în mufă de carborund. După cum reese din tabela 6 ;

toate masele sînt caracterizate printr-o deformare în general mai mică decît cea a masei de referinţă. Determinarea capacităţii de absorbţie a arătat că, cu excepţia masei M_6, arsă la 1 350 şi 1 380°, şi a masei M_7 arsă la 1 380°, toate masele sînt nevitrefiate, avînd capacitatea de absorbţie mai mare de 1%. Capacitatea de absorbţie a masei M_6 este de 0,07 şi 0,04% pentru temperaturile de 1 350 şi 1 380° cea a masei M_7 de 0,04% la 1 380°.

Tabela 6

Temp. de ardere	Săgeată în mm				
	Masa refer.	M_6	M_7	M_8	M_9
1 320	5	5	6	4	3
1 350	8	5	6	4	5
1 380	11	8	10	9	7

Din încercările efectuate reiese că din cele nouă mase încercate corespund, atît sub aspectul stabilităţii formei cît şi sub cel al gradului de vitrefiere masele care conţin ca fondant amestecul eutectic cu punct de fuziune la 1 345° şi cele cu amestecul neeutectic cu punctul de fuziune la circa 1 450° şi parţial, masele cu amestecul neeutectic cu punct de fuziune la circa 1 480°. Apare deci demonstrată posibilitatea obţinerii unor mase de porţelan cu fondant calcic cu deformări admisibile în cursul arderii.

Pe diagrama de stare a sistemului $CaO—Al_2O_3—SiO_2$, cele trei mase se situează după compoziţia lor chimică printre porţelanurile mulit-cristobalitice [4]. Dar întrucît pe de o parte, fondantul se introduce în stare fritată, iar pe de alta, capacitatea de cristalizare a sticlelor silicioase este redusă, nu este de prevăzut apariţia masivă de cristale de cristobalit cu toate efectele negative cunoscute.

LABORATORUL MATERIALE DE CONSTRUCŢII TIMIŞOARA

УМЕНЬШЕНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ НЕКОТОРЫХ ФАРФОРОВ СИСТЕМЫ $CaO—Al_2O_3—SiO_2$ ПРИ ОБЖИГЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучается деформация при обжиге фарфора в который вводятся в качестве флюсующих веществ различные эвтектические и неэвтектические вещества из системы $CaO—Al_2O_3—SiO_2$.

Из девяти масс, которые были приготовлены, две дали хорошие результаты, как с точки зрения устойчивости формы во время обжига, так и с точки зрения плотности.

Эти массы содержат флюсы под видом фритта с составом 9,8% CaO, 19,8% AlO_3, 70,4% SiO_2 и 10% KaO; 14% Al_2O_3; 76% SiO_2.

DIMINUTION DE LA DEFORMATION PENDANT LA CUISSON DES PORCELAINES DU SISTÈME $CaO—Al_2O_3—SiO_2$

(RÉSUMÉ)

On etudie la deformabilité durant la cuisson des porcelaines dans lesquelles on a introduit en qualité de fondant des divers melanges du sistème $CaO—Al_2O_3—SiO_2$. Des neuf masses preparées, deux ont donné des bons rezultats, tant du point de vue de la constance des formes pendant la cuissons, que de celui de la compactité. Ces masses contiennent les fondants sous forme de fritte, avec la compozition 9,8% CaO; 19,8% Al_2O_3; 70,4% SiO_2 et 10% CaO; 14% Al_2O_3; 76% SiO_2.

BIBLIOGRAFIE

1. C. R. Austin, S. I. Brooks, Abstracts (1941) p. 155.
2. N. H. Snyder, J. H. König, American Ceramic Soc. Bul. 31 (1952) 7, p. 246.
3. P. P. Budnicov ş. a., Tehnologia Keramichi i ogneuporov Gos. Izd. Lit. pr. Stroit. Mat. Moscova 1955, p. 622.
4. S. Solacolu, *Chimia Fizică a Silicaţilor Tehnici.* Ed. Tehnică 1957, pag. 553.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM
KÖZPONTI
1848
KÖNYVTÁRA

I.P.T. 9

ERATĂ

Pag.	Rîndul	În loc de:	Se va citi:	Din vina:
Soumaire pag. 3	18	dimenthylique	dimèthylique	Autorului
„	23	chamote	chamotte	„
„	33	sistèm	système	„
65	9 de jos	potențional	potențial	„
89	11 de jos	au ajutorul	cu ajutorul	„
94	22 de jos	exprmiare	exprimare	„
97	9 de sus	amic	mic	„
110	5 de sus	σ_{10-30} kgf/mm	σ_{10-30} kgf/mm^2	„
110	4 de jos	σ_{5-10}	σ_{5-30}	„
111	1 de sus (Tab. 4)	kgf/mm^2	σ_{5-30} kgf/mm^2	„
112	2 de sus (Tab. 5)	kgf/mm^2	σ kgf/mm^2	„
137	9	caractéristique	caractéristiques	„
169	9 de jos	continuu	continu	„
197	2 de jos	$s_\delta =$	$S_\delta =$	„
199	12 de jos	синтезирования	симметризации	„
233	2 de jos	сомоставления	сопоставления	„
248	13	fleèche	flèche	„
341	14 de sus	acetaldehică	acetaldehidă	„
368	9	ajontant	ajoutant	„
392	19 de sus	A. Scleicher	A. Schleicher	„
394	9	à èlectrodes	aux électrodes	„
394	8	de électrogravimétrie	d'électrogravimétrie	„
394	7 de jos	Gelosco	Geloso	Tipografiei
399	2	sistème	système	Autorului
„	6	sistème	système	„
„	7	des bons	de bons	„
„	7	rezultats	résultats	„
„	9	compozition	composition	„

În Tom 4 (18) 1959, articolul tov. prof. O. E. Gheorghiu: Asupra unor sisteme de ecuații funcționale matriciale, p. 13 rîndul 11 de sus în loc de „un singur argument" se va citi „un singur argument real și pozitiv".